

アルミニウム合金を用いた軸力構造の破壊性状と
変形性能に関する研究

2013 年 3 月

福井大学 大学院 工学研究科

博士（工学）

大久保 昌治

アルミニウム合金を用いた軸力構造の破壊性状と変形性能に関する研究

要旨

建築分野においてアルミニウム合金（以下、アルミ合金）はサッシや外装材等の二次部材に多く用いられており、その重量比強度の高さや優れた耐食性、建築基準法等の諸基規準類の整備などもあり、建築物の主要構造部にも徐々に広まりつつある。しかし反面、アルミ材料のコストの高さや溶接施工の難しさ、高強度鋼の普及による重量低減メリットの低下等により、アルミ建築構造関連告示（2002 年）が出された頃の期待値ほどには、その用途に広がりを見せていないともいえる。

アルミ合金は機械的特性において鋼材とは異なる点を多く有しており、構造材として使用するような高強度のアルミ合金は熱処理によって強度を高めた熱処理合金がほとんどであるため、溶接を用いて接合した場合には溶接部周辺に入熱による軟化域を生じてしまう。これにより、溶接による熱影響部が設計上のクライテリアとなり、材質によっては母材が十分に降伏しないまま溶接部が降伏し、時に脆性的に破壊するおそれすらある。鋼構造で用いられる保有耐力接合の設計法をアルミ溶接構造にそのまま適用した場合、溶接部以外の接合部が強くなりすぎ、軟化域である溶接部に歪みが集中し、むしろ部材としての塑性変形能力が低下する場合もある。

現行の耐震設計基準において、一定規模以上の建築物においては構造材の塑性変形能力を考慮した保有水平耐力による計算が通常行われ、アルミ建築構造の場合においても上記告示に合わせて同様の設計基準類が整備された。しかし、鋼材と比較した場合アルミ合金材のヤング係数の低さや靱性能の乏しさ、実験データの少なさもあり、実設計ではアルミ部材の塑性変形能力に期待した設計はほとんど行われておらず、大地震時においても多くの場合許容応力度を基本とした弾性設計が行われている。

本論は複層のトラス構造やブレース構造などの軸力支配型構造（以下、軸力構造）を研究対象とするものであるが、その部材・材料構成、細長比や径厚比によっては、溶接部破断や個材・局部座屈による耐力の急激な低下をまねくおそれがある。このような脆性的な破壊は、同構造の塑性変形能力に期待した設計を行う場合において、保有水平耐力の保持やエネルギー吸収能力の観点から望ましくなく、また弾性設計とした場合においても部材長の初期不整による付加応力や想定以上の地震力等を想定すれば、塑性変形能力を無視した設計とすることは決して好ましいことではない。

本研究は、アルミ合金を用いた二層立体トラス壁や K 型ブレース構造等の面内せん断力を受ける軸力構造の耐荷力と破壊性状の分析を行い、同構造の脆性的な崩壊形式の改善と耐力の保持を可能とする部材・材料構成および接合部の提案を行い、また同構造の塑性変形能力の向上に基づく性能設計の可能性を示すことを目的とする。

特に高強度のアルミ合金は溶接部軟化という鋼製には無い特徴を有しており、溶接部以外の接合部を先行降伏させることで脆性的な破壊を回避し (Structural Fuse)、部材としての塑

性変形能力を向上させる接合部設計を、溶接部を有するアルミ軸力構造のため設計法として、本論では提案している。

1章は序論であり、本研究の背景と位置づけ、目的について述べるとともに、本論の内容・構成について述べる。

2章では、アルミ合金材の特徴について機械的性質を中心にまとめると共に、アルミ合金を用いた建築構造、特に軸力支配型の構造について概説し、アルミ溶接部の強度と靱性および座屈性状に関する分析を行い、同構造の脆性的な破壊性状について論じる。また、アルミ合金製のシステムトラスによる二層立体トラス壁構造を対象とし、その実大の面内せん断試験により、同構造の耐荷力および脆性的な破壊性状および崩壊形式について明らかにする。

3章では、アルミ合金製のシステムトラスによる二層立体トラス壁構造を対象として、実験で見られた脆性的な破壊性状を回避し、その崩壊形式を制御可能なものとしより安定したものに改善することを目的とする。そのために接合部のボルトを先行降伏させるヒューズ型の接合部および部材構成について提案し、同構造の面内せん断力に対する塑性変形能力等について定式化する。

4章では、両端ピン接合のアルミ合金製のパイプブレースを対象とし、2章で示した溶接部破断による脆性的な破壊を回避し、また座屈による急激な耐力の劣化を示さないアルミブレースとするための材料構成及び接合部の設計等を示すことを目的とする。アルミブレース主材の材質は、高耐力の材料（A7003-T5）と高靱性の材料（A5083-O）の2種類を対象とし、繰返し載荷試験等により両者の耐力および靱性能の違い等を明らかにする。また、細長比の違いによる座屈後の履歴特性の違いについても分析するとともに、鋼管を内蔵した座屈補剛アルミブレースについての提案も行う。また、アルミ合金製K型ブレース構造としての耐荷力および復元力特性、鋼製ブレースとの挙動の違いについて論じ、耐震補強分野への適用可能性等、その課題・展望についてまとめる。

5章は本論のまとめであり、本研究により得られた知見について要約するとともに、アルミ合金を用いた軸力構造の課題およびアルミ建築構造全般における今後の展望について述べる。

目次

第1章 序論

| | |
|----------------|---|
| 1.1 本論の背景 | 1 |
| 1.2 既往の研究および論点 | 2 |
| 1.3 本論の目的と構成 | 5 |

第2章 アルミ合金製軸力構造の耐荷力と破壊性状

| | |
|---------------------------------|----|
| 2.1 アルミ合金を用いた軸力構造の概要 | 8 |
| 2.1.1 アルミ合金の機械的特性 | 8 |
| 2.1.2 アルミ建築構造の関連基規準 | 11 |
| 2.1.3 アルミ合金を用いたトラス構造の分類 | 12 |
| 2.2 アルミ合金溶接部の強度および靱性能 | 16 |
| 2.2.1 溶接構造用アルミ合金の分類及び溶接部強度 | 16 |
| 2.2.2 溶接部を有するアルミ軸力部材の破壊性状の分析 | 20 |
| 2.3 アルミ合金製軸力部材の座屈耐力 | 23 |
| 2.3.1 アルミ合金管材の座屈実験 | 23 |
| 2.3.2 座屈耐力の評価 | 26 |
| 2.4 立体トラス構造の耐荷力と崩壊形式 | 28 |
| 2.4.1 二層立体トラス壁構造の面内せん断試験概要 | 29 |
| 2.4.2 トラス壁構造の面内せん断試験結果および耐荷力の評価 | 31 |
| 2.4.3 トラス壁構造の座屈解析による分析 | 36 |
| 2.5 まとめ | 38 |

第3章 立体トラス構造の崩壊形式の制御と変形性能の向上

| | |
|---|----|
| 3.1 ボルト先行降伏型接合部を有する 二層立体トラス壁構造の変形性能の評価 | 39 |
| 3.2 ボルト接合部の実験による変形性能の検証 | 43 |
| 3.3 トラス壁構造の弾塑性解析による崩壊形式と変形性能の検証 | 45 |
| 3.4 まとめ | 49 |

| | |
|---|-----|
| 第 4 章 アルミブレースの変形性能の向上および耐力の保持 | |
| 4.1 接合部先行降伏型アルミブレースの復元力特性の評価 | 50 |
| 4.1.1 実大引張試験 | 51 |
| 4.1.2 繰返し載荷実験 | 56 |
| 4.1.3 フォークエンド先行降伏型接合部の設計法 | 61 |
| 4.2 母材降伏型アルミブレースの復元力特性の評価 | 62 |
| 4.2.1 繰返し載荷実験概要 | 62 |
| 4.2.2 実験結果と考察 | 63 |
| 4.3 座屈補剛型アルミブレースの復元力特性の評価 | 65 |
| 4.3.1 繰返し載荷実験概要 | 66 |
| 4.3.2 実験結果と考察 | 68 |
| 4.4 アルミブレースの耐震補強への適用方法と課題 | 70 |
| 4.4.1 アルミブレースと鋼製ブレースの挙動の比較 | 70 |
| 4.4.2 K 型アルミブレース構造としての挙動の分析 | 73 |
| 4.4.3 アルミブレースの既存 RC 躯体との接合方法および腐食対策 | 76 |
| 4.5 まとめ | 81 |
| 第 5 章 結論 | |
| 5.1 本論のまとめ | 83 |
| 5.2 今後の課題と展望 | 84 |
| 参考文献 | 86 |
| Appendix-1: アルミ合金製トラス梁の座屈実験および弾塑性解析 | 89 |
| Appendix-2: アルミ合金製システムトラス接合部の静的引張及び曲げ試験 | 100 |
| Appendix-3: アルミ合金製システムトラス接合部の疲労試験 | 109 |
| 謝辞 | 117 |

第 1 章 序論

1.1 本論の背景

立体トラス構造やブレース構造において、各部材は互いに三角形を形成し、地震力等の水平力が作用した場合に、対の斜材（ラチス材）には引張力と圧縮力が交互に発生する。現行の耐震設計基準において、この軸方向力を、接合部を含めた各部材が伝達可能であることだけでなく、座屈や引張降伏後の耐力の保持や塑性変形能力の確保が求められる場合がある。さらに近年では、座屈拘束ブレースに代表されるように制振構造への適用を念頭に、より大きなエネルギー吸収能力を有する軸力伝達部材の開発が進められている。

本研究は、アルミニウム合金（以下、アルミ合金と略記する）を用いた二層立体トラス壁（図 1-1）や K 型ブレース（図 1-2）等の軸力支配型構造（以下、軸力構造と略記する）を対象とし、面内せん断力を受ける耐震要素として使用することを想定している。また、同構造に用いる部材は両端に溶接部を有するアルミ合金製丸パイプ材を対象とし、引張力・圧縮力の両方に抵抗するものを想定している。

アルミ合金は機械的特性において鋼材とは異なる点を多く有しており、構造材として使用するような高強度のアルミ合金（A6061-T6 等）は熱処理によって強度を高めた熱処理合金がほとんどであるため、溶接を用いて接合した場合には溶接部周辺に入熱による軟化域を生じてしまう。これにより、溶接による熱影響部が設計上のクライテリアとなり、材質によっては軸力部材の母材が十分に降伏しないまま溶接部の降伏が先行し、時に脆性的に破壊するおそれすらある。また、高力ボルトやピン接合等による場合においても、高強度のアルミ合金を使用した場合にはその降伏比の高さゆえ、ボルト孔による断面欠損部に塑性変形が集中し、母材が十分に降伏する前に接合部より破断する場合がある。

現行の耐震設計基準において、一定規模以上の建築物においては構造材の塑性変形能力（構造特性係数）を考慮した保有水平耐力による計算が通常行われ、アルミ建築構造の場合においてもアルミ建築構造関連告示¹⁾に合わせて同様の設計基準類³⁾が整備された。しかし、鋼材と比較した場合アルミ合金材のヤング係数の低さ（弾性設計とできる層間変形角の範囲が広い）や靱性能の乏しさ、実験データの少なさもあり、実設計ではアルミ部材の塑性変形能力に期待した設計はほとんど行われておらず、大地震時においても多くの場合許容応力度を基本とした弾性設計が行われている。

また本論で対象とする K 型ブレース構造や複層の立体トラス構造などの軸力構造において、その部材・材料構成、細長比や径厚比によっては、溶接部破断や個材・局部座屈による耐力の急激な低下をまねき、場合によってはその破壊現象が連鎖的に進展し全体構造の崩壊につながるおそれがある。このような脆性的な破壊は、同構造の塑性変形能力に期待した設計を行う場合において保有水平耐力の保持やエネルギー吸収能力の観点から望ましくなく、また弾性設計とした場合においても、部材長等の初期不整や熱伸び等の付加応力を考慮すれば、塑性変形能力を無視した設計とすることは決して好ましいことではない。

このような理由により、アルミ合金を用いた軸力構造においても、鋼製の場合と同様に、その脆性的な破壊を回避し、変形性能の向上と耐力の保持、崩壊形式の改善を可能とするた

めの実験データの蓄積およびその設計手法の確立が求められている。



図 1-1 アルミ合金製トラス壁の施工例



図 1-2 アルミブレースの施工例

1.2 既往の研究および論点

我が国におけるアルミ建築構造に関する研究は、古くは海野らの研究⁴⁾があり、アルミの押出型材による自由な断面形状の特徴を生かした構造で、十字形の中空の柱と梁による特徴的な構造で、その成果は沖縄海洋博覧会（1975 年）におけるパビリオンの構造材として用いられた。その後、昭和 63 年に始まった建設省・新素材総プロ※¹⁾により、多くの新素材・新材料についての研究が行われ、その一つにアルミニウム合金も選ばれ、その研究成果はアルミニウム合金利用指針²⁾にまとめられている。その後も、アルミニウム建築構造協議会が中心となり、産官学で研究がすすめられ、アルミ建築構造関連告示¹⁾が公布されるに至り、建築基準法上は、鋼製と同様に、建築物の主要構造部にアルミ合金が利用できる環境が整った。それに合わせて、アルミ建築に関する諸規準類^{3) 5) 6)}が整備されている。

これら一連の研究の中で、アルミ合金材料の機械的性質に関する研究⁷⁾、アルミ合金の溶接強度に関する研究⁸⁾、アルミ構造の高力ボルト摩擦接合に関する研究⁹⁾等が実施されている。これらの研究の中で、熱処理系のアルミ合金は溶接による入熱で軟化し、溶接部（軟化域）の強度で最大耐力が決まることが示されている。また、上記規準類^{2) 3)}においてもそのことを考慮し、母材の基準強度 F 以外に溶接部（軟化域）の基準強度 F_w が規定されている。また、鋼の SN 材においてはシャルピー値の下限が規定されているが、アルミ合金は低温に

なるほど一般に強度・靱性共に増加し低温脆性を示さない特徴を有しており¹⁰⁾、建築構造分野においては低温脆化について特段の配慮は必要ないものとされている²⁾。また、本論で扱うアルミ合金の一つである A7003 は、馬場ら¹¹⁾により我が国で開発され初めて国際合金に登録されたものであり、Al-Zn-Mg 系の三元合金とも呼ばれ、溶接で一度軟化した溶接部が常温で時効硬化する特徴を有しており、2.1,2 節で詳述する。

次に、トラス及びブレース等の軸力構造に関する研究については、複層の立体トラス構造は軽量で曲げ剛性が高いことから大スパンの屋根版やラチス梁に多く用いられており、同構造の研究もトラス屋根を想定した面外曲げに関するものが主であった^{12) 13)}。また Schmidt ら^{14) 15)}は、トラス部材長の初期不整に起因する個材座屈耐力の低下が、全体構造を不安定にし、最大耐力を低下させることを指摘し、またトラス部材の両端に応力制御機構を設けることにより、最大耐力を安定させることができることを示した。部材長の初期不整については、アルミ軸力構造においても、線膨張係数が鋼の約 2 倍であることや溶接による歪みを生じやすいことから、その影響について考慮すべき事項と考えられる。

ブレース等の軸力部材の座屈後の復元力特性に関する研究としては、五十嵐ら¹⁶⁾や加藤ら¹⁷⁾によるものがあり、細長比と座屈後耐力の関係について論じられている。これらの研究の中で、筋かい材の復元力特性に関して応力・歪関係を無次元して表記した場合には、座屈後の復元力モデルは無次元化細長比(λ/Λ)により一義的に定式化でき、また限界細長比 Λ に近い範囲では座屈後の耐力低下が激しいが、細長比 λ がそれよりも小さい範囲、あるいは大きい範囲では、座屈後耐力の低下は比較的緩やかになるとしている。

また、石川ら¹⁸⁾によるシステムトラスを用いた二層立体の壁型トラス構造を、面内せん断力をうける壁として扱った場合の耐荷力及び崩壊形式に関する研究がある。

これら立体トラス構造の関する一連の研究において、複層のトラス構造を屋根版や壁とした場合、最大耐力以降において個材の座屈が連鎖的に進展し、全体の耐力が著しく劣化しながら全体の崩壊に至ることが示されている。このような崩壊性状を示す同構造において、塑性変形能力に期待した設計は困難であり、大規模な地震に対しても許容応力度を用いた弾性設計を基本とせねばならなかった。

また、ブレース材の座屈拘束に関する研究は、今井、藤沢ら^{19) ~ 21)}による二重鋼管を用いた座屈補剛型のブレースの研究、竹内、岩田ら^{22) ~ 24)}による芯材に鋼材を座屈拘束材にモルタル充填鋼管等を用いた座屈拘束ブレースに関する一連の研究がある。近年最も盛んに研究が行われている分野であるが、いずれも鋼製のブレースに関する座屈補剛または座屈拘束に関する研究であり、アルミブレースに関する同種の研究はこれまで行われていない。

アルミ合金を用いた立体トラス構造に関する研究は、古くはバックミンスター・フラーによるジオデシックドーム²⁵⁾の開発(1951 年)があげられ、黎明期の立体トラス構造においてアルミ部材が多用されており、自重支配型の構造における軽量なアルミの優位性を示すものと言える。国内におけるアルミ合金製のシステムトラスに関する研究は、檜山ら^{26) 27)}によるボールジョイント接合を用いたもの、杉崎ら^{28) 29)}による箆合接合による単層ラチスドームに関する研究がある。

アルミトラス部材の繰返し軸力に関する研究は、繰返しの座屈性状を見るものがほとんどで、圧縮側の片振りに対する挙動の分析が主であった³⁰⁾。ボールジョイント接合によるアルミ合金製トラス³¹⁾において、高強度のアルミ合金 (A6061-T6) によるパイプ材の両端を MIG 溶接したもの、さらにはその溶接強度を改善した FW (摩擦圧接) によるものがあるが、いずれの場合にも引張力が作用した場合には溶接部から脆性的に破断し、部材としての塑性変形能力をほとんど示さない (2.2 節参照)。屋根版での使用であれば、引張破断を避けるために下弦材の部材サイズを上げる等の設計的な対処も可能であるが、本論で扱うトラス壁や K 型ブレース構造の場合には、地震力は正負繰返し作用し、その斜材には絶対値のほぼ等しい正負交番の繰返し軸力が作用するため、圧縮力・引張力の両方の繰返し载荷に対する履歴特性の評価とその向上が、同構造において特に重要である。しかし、溶接部を有するアルミ軸力部材の正負交番繰返し载荷に対する挙動の分析は、これまで行われていない。

また、前節でも述べたが、これまでのアルミ建築構造において許容応力度設計のみによる場合が多く、このことはアルミ材のヤング係数の低さ (鋼材の約 1/3) にも起因しており、一次設計の目安となる層間変形角 1/200 程度では材質や細長比によってはアルミ軸力部材は降伏せず、弾性設計とすることが可能となる (4.4 節で詳述)。アルミブレースがどの程度の層間変形角で降伏するかを把握しておくことは、アルミ建築構造を考えるうえで、鋼製と異なる重要な要素の一つであり、また耐震補強への適用を考えれば、既存躯体との耐力の累加方法を考える上で、忘れてはならない事項である。

このようにアルミ軸力構造の設計における鋼製との主な違いは、部材が弾性を保てる範囲の違いによる設計耐力の取り方の違い (4.4 節) や、溶接による強度低下で保有耐力接合が難しい材質があること (2.2 節) などが主なものとして挙げられる。また、アルミ建築構造の設計規準類は多くの点で鋼構造に準じて作成されているために、アルミ材料の合金の種類によっては内容がそぐわないもの、または実験により十分に検証されていない事項が多数ある。本論の中で述べる、A7003-T5 の溶接部の保有耐力接合の可否もその一つである。鋼構造で用いられる保有耐力接合の設計法をアルミ溶接構造にそのまま適用した場合、溶接部以外の接合部が強くなりすぎ、軟化域である溶接部に歪みが集中し、材質によってはむしろ部材としての塑性変形能力が低下する場合があることを示すものである。鋼構造の延長ではない、アルミ合金の特徴に十分配慮したアルミ軸力構造のための設計法を提示する必要がある。

※ 1 : 建設省総合技術開発プロジェクト「新材料・新素材の建設業への利用技術の開発」、旧建設省建築研究所、昭和 63 年から 5 ヶ年

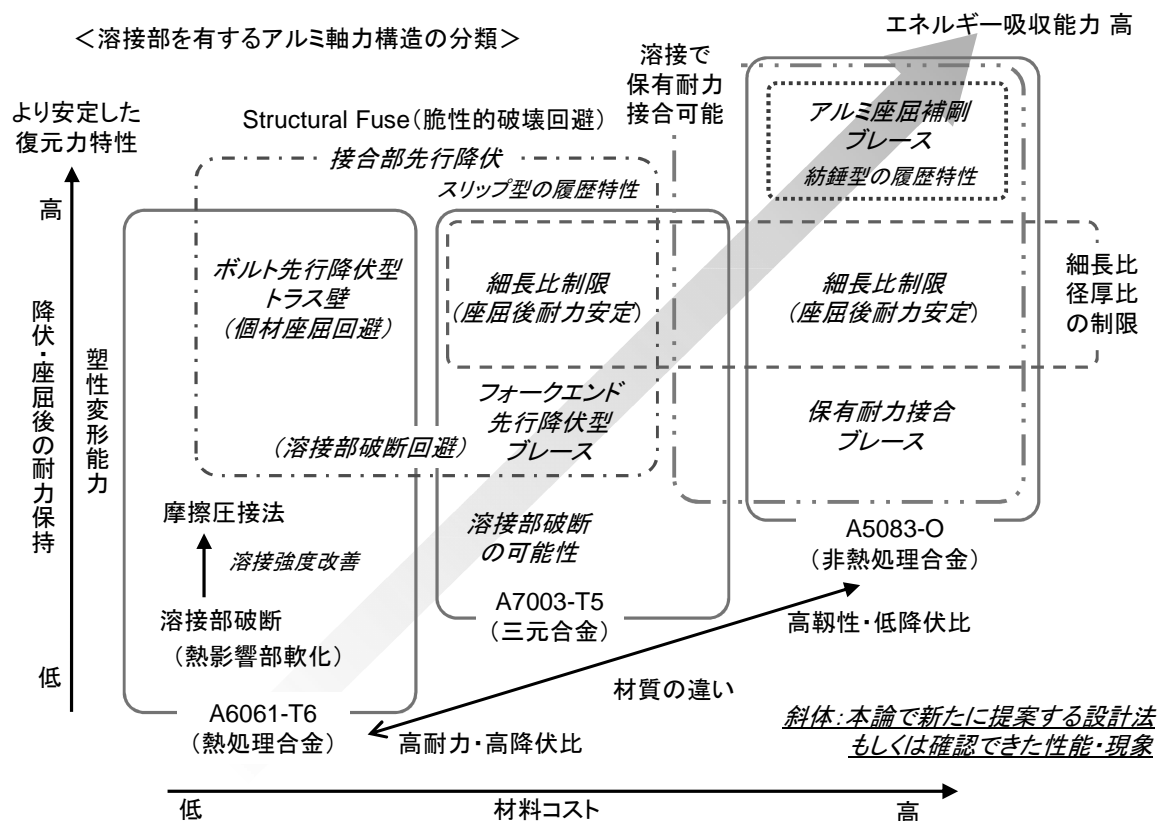


図 1-3 本論の全体構成

1.3 本論の目的と構成

本研究は、面内せん断力を受けるアルミ合金を用いた二層立体トラス壁や K 型ブレース等の軸力構造における耐荷力と破壊性状の分析を行い、同構造の脆性的な崩壊形式の改善と耐力の保持を可能とする部材・材料構成および接合部の提案を行い、また同構造の塑性変形能力の向上とそれに基づく性能設計の可能性を示すことを目的とする。

特に高強度のアルミ合金は溶接部軟化という鋼製には無い特徴を有しており、溶接部以外の接合部を先行降伏させることで脆性的な破壊性状を回避し (Structural Fuse)、部材としての塑性変形能力を確保する接合部設計を、溶接部を有するアルミ軸力構造 (トラス部材、ブレース部材) のため設計法として、本論では提案している。

本論の全体構成を、図 1-3 に示す。合金種毎に、また構造システムに応じて、圧縮力・引張力の両方に対する、より安定した復元力特性を有するトラスやブレースなどの軸力部材を提供し、またその設計法を示そうとするものである。

なお本研究ではアルミ合金の材質として、図 1-3 に示すように 3 種類の合金 (A6061-T6、A5083-O、A7003-T5) を主に扱う (表 2-4 参照)。これまでアルミ建築構造で一般に多く用いられてきたのは、高い耐力を有する A6061-T6 であるが、これは鋼材でいえば SCM 材

等の熱処理系の高張力鋼のような材料で、溶接の種類によっては、溶接部の強度が母材強度の半分近くまで低下する。また A5083-O は、耐力は低いが溶接により軟化することのない代表的な溶接構造用アルミ合金であるが、ただし耐力が低い分大きな断面が必要で、エネルギー吸収能力に期待せず許容応力設計のみによった場合には、一般の建築・土木構造分野では材料コストの面で支障があった。また、A7003-T5 は、これまで建築・土木分野ではほとんど用いられてこなかった材料であるが、強度と溶接性のバランスのとれた材料で、前出の両材質の中間的な性質を有するものである。

なお、本論で扱うアルミトラス壁およびK型アルミブレース構造は、地震力等の水平力（面内せん断力）を受ける耐震要素・制振要素としての想定であり、新築または補強の両方を適用の対象としており、また補強対象の構造種別についても特に限定するものではない。

本論の各章の概要について以下に述べる。

1 章は序論であり、本研究の背景と位置づけ、目的について述べるとともに、本論の内容・構成について述べる。

2 章では、アルミ合金材の特徴について機械的性質を中心にまとめると共に、アルミ合金を用いた建築構造、特に軸力支配型の構造について概説し、アルミ溶接部の強度と靱性、および座屈性状に関する分析を行い、同構造の脆性的な破壊性状について論じる。

そのために、溶接部を有するアルミ合金を用いたブレースおよびトラス部材の圧縮・引張実験により、その耐荷力および脆性的な破壊性状について明らかにし、次章以降で述べるアルミ合金を用いた軸力構造の変形性能の向上のためのアルミ合金の選定と靱性能の確保に関する基礎的分析を行う。

アルミ合金には、主要構造部に用いる建築材料として認められている¹⁾ものだけでも非常に多くの種類があり、熱処理系、非熱処理系、三元合金など、その強度、伸び、降伏比、溶接性に様々な違いがある。鋼製のように保有耐力接合が可能なものから、不可能なもの、溶接後に自然時効硬化するものなど様々である。それら特徴を建築構造的視点から体系的にまとめ、目的に応じたアルミ材質の選定のための基礎的データを提供する。

また、アルミ合金製のシステムトラスによる二層立体トラス壁構造を対象とし、その実大の面内せん断試験および弾塑性解析により、同構造の耐荷力および脆性的な破壊性状および耐力の劣化性状について分析する。

3 章では、アルミ合金製のシステムトラスによる二層立体トラス壁構造を対象とし、前章の実験で見られた脆性的な破壊性状を回避し、その崩壊形式を制御可能なものとしより安定したものに改善するための接合部および部材構成を提案する。

複層のトラス構造において、その最大耐力以降、個材の座屈や引張破断が連鎖的に進展し、全体の耐力が著しく劣化する。実験においても構成部材の連鎖座屈や引張破断により急激な耐力の低下を示した。

これら脆性的な破壊を防ぐために、接合部のボルトを先行降伏させるヒューズ型の接合部および部材構成について提案し、各部の要素実験の結果を基に同構造の面内せん断力に対する塑性変形能力等について定式化する。また、同構造の弾塑性解析を行うことで降伏後の非

線形の挙動について分析するとともに、定式化の妥当性を確認する。これにより、同構造のせん断耐力の保持と変形性能の向上に基づく塑性設計の可能性を示す。

4章では、両端ピン接合のアルミ合金製のパイプブレースを対象とし、2章で示した溶接部（軟化域）破断による脆性的な破壊を防ぎ、また座屈による急激な耐力の劣化を示さないアルミブレースとするための材料構成及び接合部の設計等を示すことを目的とする。

アルミブレース主材の材質は、高耐力の材料（A7003-T5）と高靱性の材料（A5083-O）の2種類を対象とし、繰返し載荷試験により、両者による耐力および靱性能の違い等を実験により明らかにする。また、細長比の違いによる座屈耐力および座屈後耐力について分析し、また座屈補剛ブレースの提案を行う。

具体的には、A7003-T5 を用いたアルミブレースについては、接合部のフォークエンドを先行して引張降伏させ、溶接部の脆性的な破断を回避するための、フォークエンド先行降伏型の塑性変形性状を示すブレースを提案する。A5083-O を用いたアルミブレースについては、保有耐力接合による母材降伏型のブレースが、材質によってはアルミ合金でも可能であることを示す。また、後者のブレースに鋼管を内蔵した座屈補剛型のアルミブレースについても同様の試験を行い、座屈補剛アルミブレースの提案を行う。

最後に、実験結果およびこれまでに得られた知見に基づき、アルミ合金製K型ブレース構造としての耐荷力および復元力特性や鋼製ブレースとの挙動の違いについて論じるとともに、耐震補強分野への適用可能性等、今後の展望および課題についてまとめる。

5章は本論のまとめであり、本研究により得られた知見についてまとめるとともに、アルミ合金を用いた軸力構造の課題およびアルミ建築構造全般の今後の展望について述べる。

Appendix-1 は、アルミ合金製のボールジョイント型のシステムトラス部材の座屈耐力に関する実験および解析手法に関する研究である。Appendix-2,3 は、同トラス構造の接合部強度に関する実験・分析であり、特に鋼製ボルトとアルミ雌ねじ接合部に関して、疲労特性も含めた分析を行っている。

第 2 章 アルミ合金製軸力構造の耐力と破壊性状

本章では、アルミ合金材の特徴について機械的性質を中心にまとめると共に、アルミ合金を用いた建築構造、特に軸力構造について概説するとともに、アルミ溶接部の強度と靱性、および座屈性状に関する分析を行い、同構造の脆性的な破壊性状について論じる。

そのために、溶接部を有するアルミ合金を用いたブレースおよびトラス構造の耐力および脆性的な破壊性状、崩壊形式について、実験結果等により明らかにし、次章以降で述べるアルミ合金を用いた軸力構造の変形性能の向上のためのアルミ合金の選定と靱性能の確保に関する基礎的分析を行う。

2.1 アルミ合金を用いた軸力構造の概要

2.1.1 アルミ合金の機械的特性

表 2-1 に、アルミ合金と他の材料との機械的特性の比較を示す。アルミ合金の比重は鋼材の約 1/3 であり、ヤング係数もおおよそ 1/3 であることから、両者の重量比剛性はほぼ同一となる。また、重量比強度については、比較する材質にもよるが、SN400B と A7003-T5 を比較した場合には、アルミ合金は鋼の約 2 倍となる。また、線膨張係数は鋼材の約 2 倍であり、部材端がフリー（移動可能）の場合には、同一の温度変化で生じる熱伸び量は、アルミは鋼の約 2 倍となり、一般に伸縮代は鋼の 2 倍必要になるが、このことの影響については 4.4 節で詳解する。

図 2-1 にアルミ合金の呼称の説明を記載した。最初の A は、JIS 規格のアルミ合金を示し、「A」をとれば一部の合金を除いて国際規格である AA（Aluminum Association）の合金番号と同一である。これは、AA 規格を基に JIS 規格が作成されているためである。呼称の次の数字は、アルミ合金の系を示し、その合金の開発された順に付されたもので、現在では 8000 系のアルミ合金も開発されている。その他の意味は図 2-1 の通りである。

図 2-2 に代表的なアルミ合金 3 種の応力歪み曲線を示す。参考に鋼材（SD345）についても記す。熱処理系の材料である 6000 系（Al-Mg-Si 合金）の材料は、降伏比が高く、降伏棚は無い。非熱処理系の材料である 5000 系（Al-Mg 合金）は、降伏比が低く、歪み硬化（加工硬化）する材料で、特に A5083-O 材は鋼材ほど明瞭ではないが降伏棚が確認できた。また、7000 系は Al-Zn-Mg 合金と Al-Zn-Mg-Cu 合金に大別される熱処理合金であり、前者は特に 3 元合金と呼ばれ、溶接後に常温で自然時効硬化する材料^{1) 1) 3) 2)}であり 2.2 節で詳解する。

また、表 2-2、2-3 と図 2-3 に各材料の機械的性質を示す。6000 系や 7000 系の材料は耐力は高いが降伏比も高く、伸びが劣り、強度型の材料と言える。5000 系の材料は耐力は低い降伏比が低く、靱性能に優れた材料である。

表 2-1 アルミ合金材と他の一般的構造材の機械的特性の比較

| 材料 | アルミ合金 (A7003-T5) | 鋼材 (SN400B) | ステンレス鋼 (SUS304A) | コンクリート (Fc=21) |
|-----------------------------|---------------------|----------------|---------------------|-------------------|
| 比重 | 2.7 | 7.85 | 7.93 | 2.4 |
| ヤング係数 (kN/mm ²) | 70 | 205 | 193 | 24 |
| 線膨張係数 (×10 ⁻⁶) | 24 | 12 | 17.3 | 12 |
| ポアソン比 | 0.3 | 0.3 | 0.3 | 0.2 |
| 重量比剛性 | 25.9 | 26.1 | 24.3 | 10.0 |
| 耐力 (N/mm ²) | 235 | 235 | 235 | - |
| 引張強さ (N/mm ²) | 275 | 400 | 520 | 21 (圧縮強度) |
| 重量比強度 (耐力) | 87 | 30 | 30 | - |
| 重量比剛性 (対鋼材) | 0.99 | 1 | 0.93 | 0.38 |
| 重量比強度 (対鋼材) | 2.9 | 1 | 1.0 | - |

強度は JIS 下限値等。

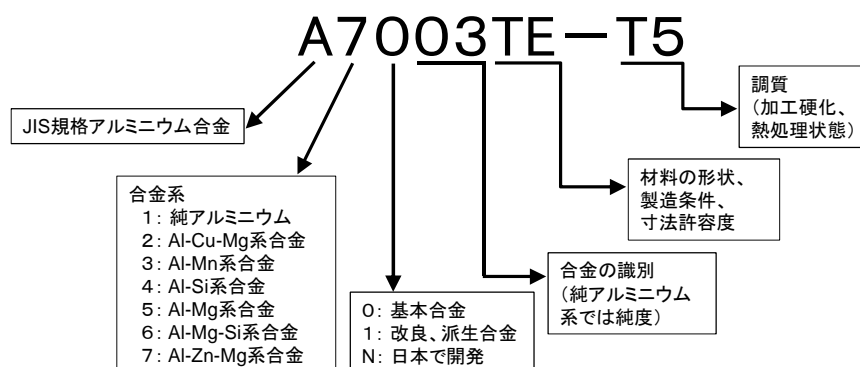


図 2-1 アルミ合金の呼称^{1 0)}

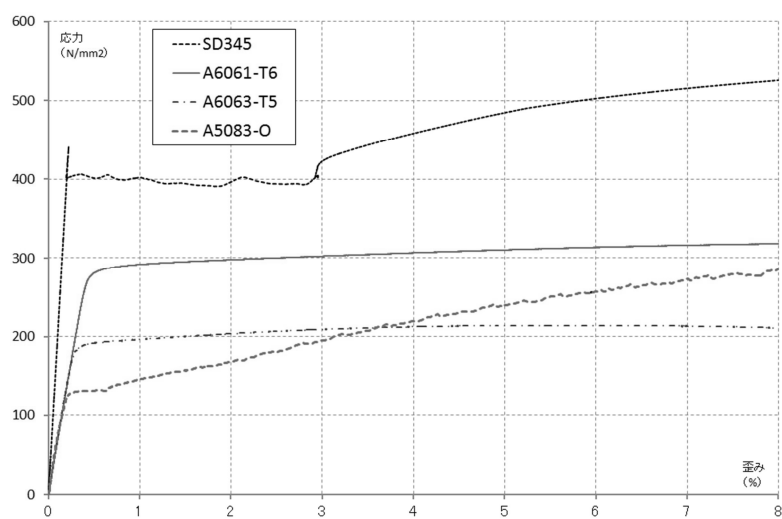


図 2-2 応力歪み曲線の比較

表 2-2 図 2-2 の材料の引張試験値

| 材質 | 耐力 N/mm ² | 引張強さ N/mm ² | 破断伸び % | 備考 (用途等) |
|----------|-------------------------|---------------------------|-----------|-------------|
| SD345 | 405 | 561 | 31 | 鋼材（鉄筋） |
| A6061-T6 | 286 | 322 | 18 | アルミ一般構造用 |
| A6063-T5 | 190 | 214 | 13 | アルミサッシ等 |
| A5083-O | 132 | 313 | 26 | アルミ溶接構造用 |

アルミ材の耐力は、0.2%歪み耐力値。

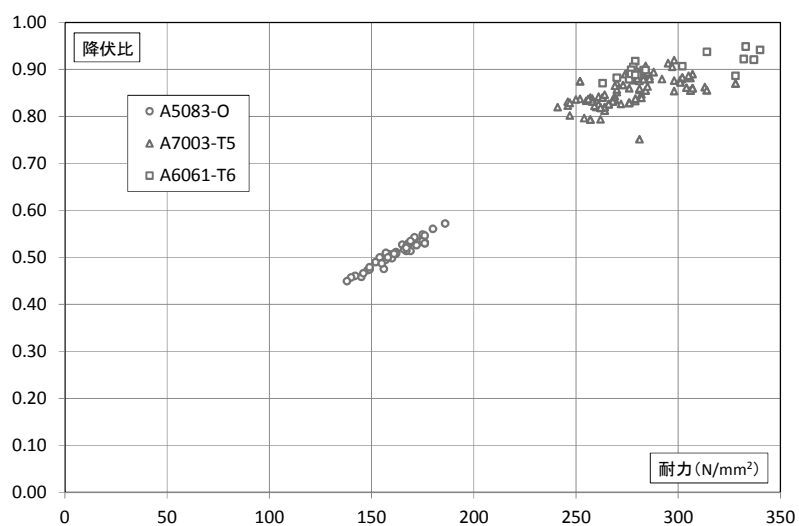


図 2-3 アルミ合金の材種毎の耐力と降伏比の分布

2.1.2 アルミ建築構造の関連基準

アルミ建築構造の設計規準類として、古くは日本建築学会から 1973 年に発行されているアルミニウム合金建築構造設計施工規準案^{3) 3)}がある。しかし、同学会からその続編は今日まで発行されておらず、その後、昭和 63 年に始まった建設省・新素材総プロ※¹⁾により、多くの新素材・新材料についての研究が行われ、その一つにアルミニウム合金も選ばれ、その成果はアルミニウム合金利用指針²⁾にまとめられている。その後、アルミニウム建築構造協議会が中心となり、産官学で研究がすすめられ、アルミ建築構造関連告示¹⁾が公布されるに至り、建築基準法上は、鋼製と同様に、建築物の主要構造部にアルミ合金が利用できる環境が整った。それに合わせて、アルミ建築に関する諸規準類^{3) 5)}が整備された。

また、アルミ建築構造の耐火設計に関する規準類は、アルミニウム建築構造協議会と日本建築学会からそれぞれ示されている^{6) 3 4)}。

表 2-3 にアルミ建築構造設計規準³⁾に示される代表的なアルミ合金の基準強度を示す。F 値は、JIS 下限値における「0.2%耐力」と「引張強さの 0.8 倍」を比較し、低い方の値で決められている。Fw 値はアルミ合金特有のもので、溶接によるアルミ合金の軟化を考慮して定められたもので、軟化域を含む溶接部の基準強度である。なお、アルミ合金の材質・質別の多さに配慮して、建築構造用アルミ合金材に「AS***」の呼称も同規準において定められている。

表 2-3 代表的なアルミニウム合金の基準強度等

| 材質 質別 | JIS 下限値 | | 基準強度 | | 引張強度 | | アルミ建築構造 設計規準における 呼称 |
|----------|------------------------------------|----------------------------------|---------------------------------|-----------------------------------|----------------------------------|------------------------------------|---------------------------|
| | 0.2% 耐力 (N/mm ²) | 引張 強さ (N/mm ²) | 母材 F (N/mm ²) | 溶接部 Fw (N/mm ²) | 母材 Fu (N/mm ²) | 溶接部 Fwu (N/mm ²) | |
| A6063-T5 | 110 | 155 | 110 | 50 | 145 | 115 | AS110 |
| A6061-T6 | 245 | 265 | 210 | 110 | 265 | 145 | AS210 |
| A5083-O | 110 | 275 | 110 | 110 | 275 | 265 | AS110A |
| A7003-T5 | 235 | 275 | 210 | 155 | 265 | 245 | AS210 |

※ 1 : 建設省総合技術開発プロジェクト「新材料・新素材の建設業への利用技術の開発」、旧建設省建築研究所、昭和 63 年から 5 ヶ年

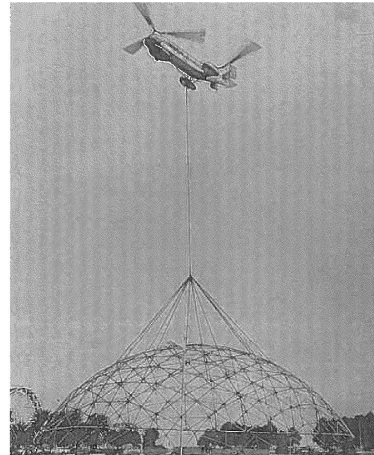
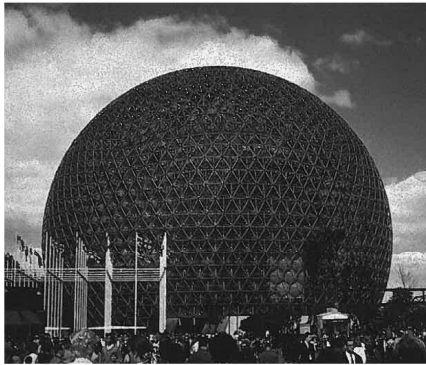
2.1.3 アルミ合金を用いたトラス構造の分類

アルミ合金を建築構造材として初めて本格的に使用したのはバックミンスター・フラーであり、最小限のエネルギーと材料から最大限の人類の利益を得ようとする「ダイマキシオン」の理念^{2 5)}のもと、アルミ製のダイマキシオンハウスを計画し、その後ジオデシックドーム（図 2-4）を発明する（1951 年）。これらは今日まで続く立体トラス構造の源流であり、自重支配型の構造において、アルミの軽量さがその端緒となったものである。

国内で現存するアルミ建築構造で最も古いものは 1964 年に建築された龍護山大智寺の本堂^{3 5)}（埼玉県坂戸市）で、アルミ製システムトラス（勘合形式、図 2-10）による単層ラチスシェル構造で、高さ 15m の先端が尖ったアーチ型のフォルムをしている（図 2-5）。近く築 50 年を迎えるが、メンテナンス等無しで、アルミ部材は銀白色の表面状態を現在まで保っている。

今日、アルミ合金製のシステムトラスで主なものは、図 2-10 に示す 4 タイプがある。ボールジョイント形式は、鋼製でも最も多くの実績があるもので、内蔵するボルトを除いてすべてアルミ合金から構成されており^{2 7)}、2.4 節で詳述する。嵌合形式は、アルミパイプの両端をプレス成型し、押出材である接合金物に嵌合させたもので^{2 8)} ^{2 9)}、主要な構成材は全てアルミ合金である。ドームハブ形式は、H 型等の主部材のフランジ部をプレートにより互いに接合したもので^{3 6)}、単層ラチスドーム構造に適した接合形式であり、アルミ製のドーム屋根として世界中で多くの実績を有する。最後のジオハブ形式は、アルミ押出型材の自由な断面形状を利用したもので、アルミ角パイプを接合金物（井桁形状の押出型材）に複数のピンを打ち込んで支圧接合したものである^{3 7)}。

国内において、アルミ材のコストの高さや、建築基準法の整備の遅れ等もあり、アルミ建築構造は当初あまり広がらなかったが、国内で最大のアルミ建築構造は、2004 年に建設された金沢駅東広場の大屋根（図 2-6）で、全面ガラス張りのアトリウム空間で、ボールジョイント方式のアルミ合金製のシステムトラスにより構成されている。高さ 30m、幅 80m×60m で、アルミの使用量はおおよそ 800ton で、2 層立体ラチスの屋根・壁と張弦材からなる複合構造で、建設当時アジア最大のアルミ構造であった。また、図 2-7 にジオハブタイプの二層立体トラス屋根構造の施工例を示す。図 2-8,9 にドームハブタイプのアルミトラス屋根を示す。タンク等の屋根も含めると世界的にはドームハブ形式で 100m 超の大規模なアルミ製のドーム屋根が数多く実現している。



(左) モントリオール万博 (アメリカ館) 1967、(右) 空輸可能な移動劇場の屋根

図 2-4 フラーのジオデシックドーム²⁵⁾



図 2-5 龍護山大智寺本堂 (2012 年撮影)

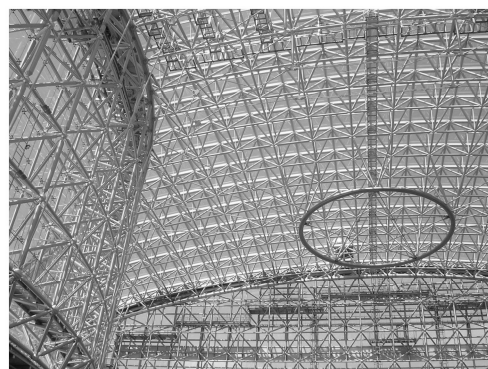


図 2-6 金沢駅東広場大屋根 (もてなしドーム)



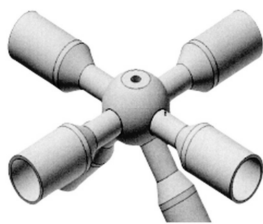
図 2-7 輪島駅前広場屋根



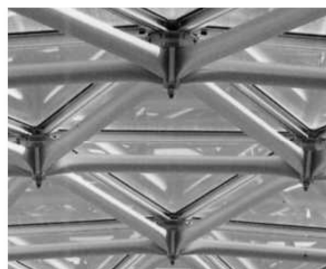
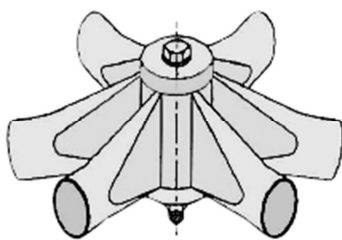
図 2-8 上海辰山植物園



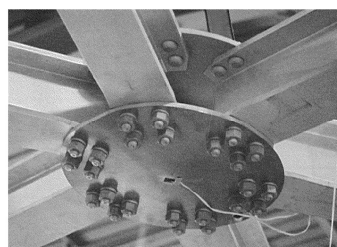
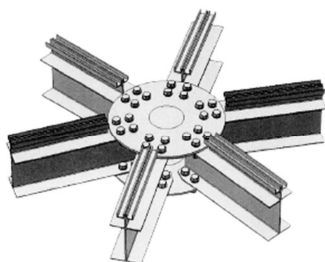
図 2-9 フォームポンド屋根



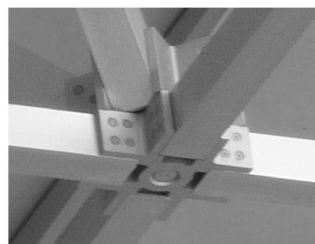
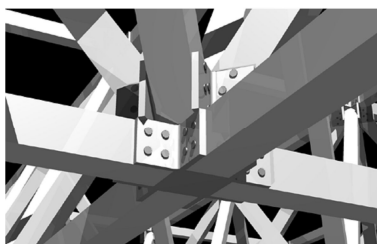
(a)ボールジョイント



(b)箆合



(c)ドームハブ



(d)ジオハブ

図 2-10 アルミ合金製システムトラスの種類

2.2 アルミ合金溶接部の強度および靱性能

本節では、アルミ合金材を軸力支配型の溶接構造に適用した場合を想定し、アルミ合金の溶接部の強度および靱性について、実験結果等を基に、その材質毎の特徴も考慮し概説する。

高強度のアルミ合金は熱処理合金がほとんどであるため、溶接による入熱で軟化しそこが強度上の弱点となり、設計以上に荷重が作用した場合には溶接部（軟化域）に歪み（塑性変形）が集中し、脆性的な破断を示すことがある。本節では特にこの点について論じる。

2.2.1 溶接構造用アルミ合金の分類及び溶接部強度

建築構造用の高強度のアルミ合金として最も一般的に用いられている合金は A6061-T6 であるが、熱処理により強度を高めた 6000 (Al-Mg-Si)系の熱処理合金であるため、溶接による入熱により溶接部周辺に熱影響部(HAZ: Heat Affected Zone)を生じる。このため、表 2-4 に示すように溶接部の基準強度 F_w が母材の基準強度 F を下回り、本合金を使用したアルミ溶接構造を設計する場合においては、溶接部の基準強度 F_w を基に許容応力度設計することになる。また、溶接部の引張強度 F_{wu} は母材の基準強度 F を大きく下回っているため、大地震時など想定以上の外力が作用した場合には、溶接部に塑性変形が集中し脆性的に破壊する恐れがあり、溶接構造に使用するには必ずしも適した材料ではない。図 2-11 にアルミ合金 (A6061-T6) 製トラス部材の溶接部に発生した割れの状況を示す。また、図 2-12 に、アルミ合金 (A6061-T6) 製の二層立体トラス屋根の下弦材溶接部が連鎖破断した例を示す。写真ではわかりにくいですが、積雪時に発生したものである。母屋材によりかろうじて崩壊はまぬがれているが、トラス屋根版としての耐力は完全に失われている。

溶接構造用の材料として最も代表的なのは、非熱処理合金である 5000 (Al-Mg)系の A5083-O である。本合金は溶接による軟化域を生ずることがないので溶接部が強度上の弱点とならない。ただし、表 2-4 に示すように母材の耐力そのものが低く、構造材としては材料効率が悪い。

また、A7003-T5 は建築・土木分野ではこれまでほとんど実績はないが、表 2-4 に示すように母材強度、溶接部強度ともに高い。この合金は、7000 (Al-Zn-Mg)系の銅を含まない三元合金として知られており、常温時効硬化性があるため、溶接等による入熱で強度低下した場合においても、熱影響部の強度が常温で回復するという特徴を有している^{1) 3)}。そのため、本合金は高強度でありながら高い継手効率が得られ、溶接性、強度、伸び、耐食性のバランスに優れたアルミ溶接構造に適した合金の一つと言える。

表 2-4 アルミ合金の溶接部強度³⁾ 等

| 材質 質別 | 基準強度 | | 引張強度 | | F _{wu} /F | JISにおける 耐力の上限値 N/mm ² |
|----------|------------------------------|--|---|---|--------------------|--|
| | 母材 F N/mm ² | 溶接部 F _w N/mm ² | 母材 F _u N/mm ² | 溶接部 F _{wu} N/mm ² | | |
| A7003-T5 | 210 | 155 | 265 | 245 | 1.17 | 規定無し |
| A6061-T6 | 210 | 110 (150) | 265 | 145 (200) | 0.69 (0.95) | 規定無し |
| A5083-O | 110 | 110 | 275 | 265 | 2.41 | 200 |

A6061-T6 合金の () 内の値は、摩擦圧接法によった場合の強度^{3 1) 3 8)}。



図 2-11 アルミ合金の溶接部の割れ

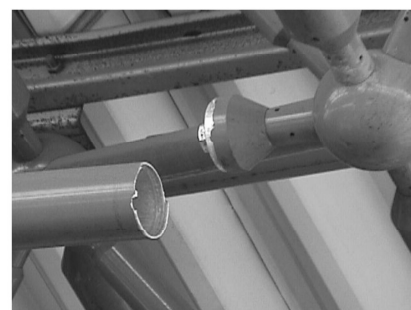
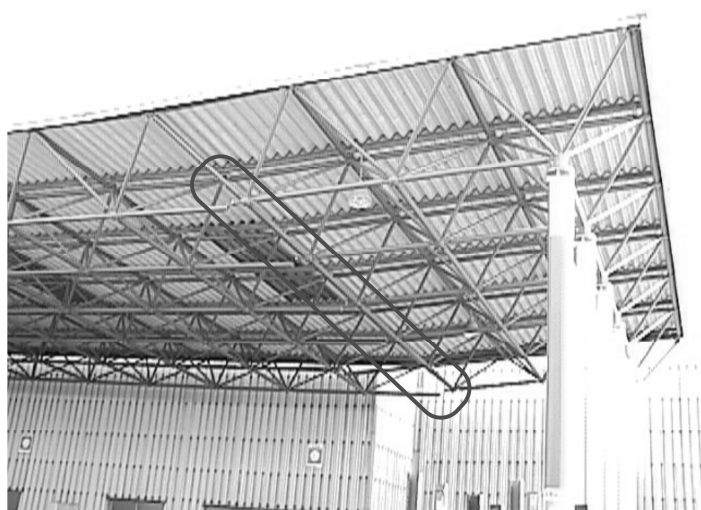


図 2-12 アルミ合金製の二層立体トラス屋根に発生した溶接部の連鎖破断

表 2-5 に、代表的なアルミ合金の溶接法を示す。土木・建築分野においては、MIG または TIG 溶接が主に用いられる溶接法であり、アルミ材の酸化を防ぐための不活性ガス（アルゴンガス等）によりシールドしながらの作業となる。また、アルミ材の現場溶接は、このアルゴンガスを拡散させないための大がかりな養生等が必要になるため、LNG タンク等の特殊な用途を除いてあまり行われていない。

FSW や FW の溶接法は、高強度のアルミ合金材に溶接による入熱で起こる強度低下や歪みを極力避けたい場合に用いられる手法であり、摩擦圧接（FW）は、2.4 節でも後述するがアルミ合金製のシステムトラスにおいても一部用いられている。

表 2-5 アルミ合金の溶接の種類¹⁰⁾

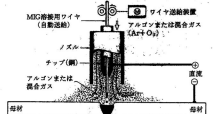
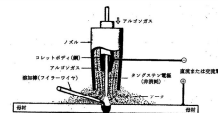
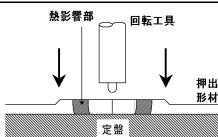

| 溶接の種類 | | 方法 | 概略図 |
|-------|-----------------------------------|---|---|
| MIG | Metal Inert Gas Arc Welding | シールドガス(アルゴンガス)気中で母材とワイヤ間にアークを発生させ、アーク熱によって溶融溶接する。 ワイヤは連続的に供給される。 |  |
| TIG | Tungsten Inert Gas Arc Welding | シールドガス(アルゴンガス)気中で非消耗性のタングステン電極と母材の間にアークを発生させ、アーク熱によって溶融溶接する。 |  |
| FSW | Friction Stir Welding (摩擦攪拌接合) | 摩擦熱と回転攪拌を接合部に与えることにより溶融点以下の塑性流動が生じ、非溶融状態の固相接合となる。 |  |
| FW | Friction Welding (摩擦接合) | 溶接する二つの母材を付き合わせて回転させ、その摩擦熱と圧接推力で接合する接合法。 |  |

表 2-6 に、A7003-T5 合金を MIG 溶接法により突合せ溶接した場合の引張試験の結果を示す。また、A7003-T5 と A5083-O の異なる合金種の溶接の場合も、アルミブレース耐震補強（4.4 節参照）においてガセットと補強枠の接合等において用いられているため、同様に実験を行った。

試験結果において、溶接部の耐力、引張強さは、表 2-4 の Fw、Fwu を上回っており、また溶接部の引張強さは、母材の耐力を大きく上回っている。このことにより、本溶接接合部は、溶接部から降伏に到るものの、母材を降伏に至らしめることができ、一定の強度と靱性を有していると言える。また、図 2-13 に溶接部の 1 週間と 4 週後の硬さ分布を示す。常温時効硬化により HAZ 部の強度が、母材強度近くまで回復しているのが分かる。なお、同図の BOND 部は、溶着金属の部位であり、一般に母材よりも高強度の材料が用いられ、また余盛を除去しない場合には、通常この部分から破壊に至ることは無い。なお、溶接による軟化域の範囲は、一般に溶接中心線から両側に 1 インチ（25mm）程度とされているが³⁾等、

本試験結果においてはそれよりも広い。厚板の溶接の場合には入熱量が多く、そのことが影響しているものと考えられる。

表 2-6 A7003-T5 合金の溶接施工試験結果

| 材質組合せ | 板厚 | 上段: 素材試験結果 (試験片形状 JIS 5 号) [下段: JIS 規格下限値] | | | 溶接部引張り試験結果 (試験片形状 JIS 1A 号) | | |
|---------------------------|------------------|--|---------------------------|--------------|--------------------------------|---------------------------|---------|
| | | 耐力 N/mm ² | 引張強さ N/mm ² | 伸び % | 耐力 N/mm ² | 引張強さ N/mm ² | 伸び % |
| A7003-T5 + A7003-T5 | 18mm | 267 [235] | 324 [275] | 19.5 [10] | 186 | 308 | 12.6 |
| | | | | | 187 | 285 | 9.8 |
| | | | | | 189 | 311 | 14.2 |
| | | | | | 186 | 300 | 11.6 |
| | | | | | 平均 187 | 平均 301 | 平均 12.1 |
| A7003-T5 + A5083-O | A7003-T5 18mm | 267 [235] | 324 [275] | 19.5 [10] | 175 | 293 | 18.0 |
| | | | | | 176 | 297 | 17.6 |
| | A5083-O 18mm | 154 [125] | 315 [275] | 23.0 [16] | 176 | 298 | 18.6 |
| | | | | | 平均 176 | 平均 296 | 平均 18.1 |

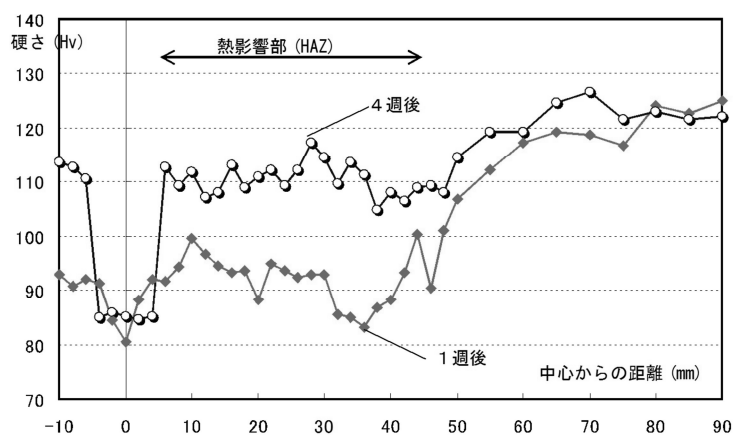
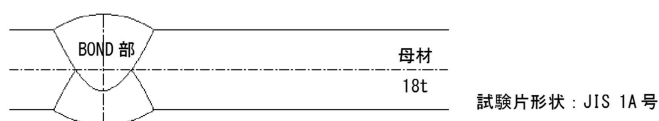


図 2-13 溶接継手の硬度の分布 (ビッカース硬さ試験値: HV1)

2.2.2 溶接部を有するアルミ軸力部材の破壊性状の分析

アルミ建築構造設計規準³⁾に示される筋かい材の保有耐力接合の条件式を式(2-1)に示す。溶接継手を仮定すれば、 $A=A_j$ とできるので、式(2-2)となる。A5083-O 材の場合には、表 2-4 に示すように同式を満足することができる。A6061-T6 材の場合には、継手効率の良い摩擦圧接法を用いた場合でも、同式を満足することはできない。また、A7003-T5 材の場合には、上記規準に示される基準強度によれば同式を満足することができるが、JIS において耐力の上限の規定が無いこと、また溶接部強度はばらつきを生じやすいことを考慮すると、同式による設計とするだけでは母材（軸部）を十分に引張降伏させることのできる継手できる保証は無い。

これらについて、次頁に示す引張実験においても確認できた。

$$\alpha \cdot N_y \leq N_{ju} \quad \dots (2-1)$$

ここで

母材の引張降伏耐力： $N_y = A \cdot F$

接合部の最大引張耐力： $N_{ju} = A_j \cdot F_u$

接合部係数： $\alpha = 1.1$ (A5083 材の場合は 1.4)

A：母材（軸部）の断面積

A_j ：接合部の断面積

溶接継手を仮定し、 $A=A_j$ 、 $N_{ju}=A \cdot F_{wu}$ とおけば、下式となる。

$$\alpha \leq F_{wu}/F \quad \dots (2-2)$$

表 2-4 アルミ合金の溶接部強度³⁾ 等

| 材質 質別 | 基準強度 | | 引張強度 | | F_{wu}/F | JIS における 耐力の上限値 N/mm^2 |
|----------|---------------------|-----------------------------------|----------------------------------|------------------------------------|-------------|--------------------------------|
| | 母材 F N/mm^2 | 溶接部 F _w N/mm^2 | 母材 F _u N/mm^2 | 溶接部 F _{wu} N/mm^2 | | |
| A7003-T5 | 210 | 155 | 265 | 245 | 1.17 | 規定無し |
| A6061-T6 | 210 | 110 (150) | 265 | 145 (200) | 0.69 (0.95) | 規定無し |
| A5083-O | 110 | 110 | 275 | 265 | 2.41 | 200 |

A6061-T6 合金の () 内の値は、摩擦圧接法によった場合の強度^{3 1) 3 8)}。

表 2-7 に示すアルミ合金製の軸力部材（トラス及びブレース）の引張試験を行った。供試体は、パイプ材の両端を MIG 溶接法により端部金物に接合され、また両端のボルトおよびピン接合部はパイプ材（母材）に対して十分な強度を有している。図 2-14、15 に载荷状況および試験後の供試体について、図 2-16、17 に荷重変位関係について示す。

本実験において、塑性変形は溶接部（軟化域）のみについておこり、最大荷重も溶接部の破断により決まった。通常トラス・ブレース部材は、溶接部に対して十分に長いので、実験結果からもわかるように、溶接部以外の接合部を母材に対して十分な強度とした場合、本実験の材質において、部材全体としての塑性変形能力は乏しいと言える。

表 2-7 供試体の諸元

| No | 材質 | パイプ サイズ | 断面積 A (mm ²) | 短期許 容軸力 Nwy (kN) | 供試 体数 | 端部納まり |
|----|--|--------------|--------------------------------|------------------------|----------|-----------------|
| 1 | A6061-T6 (Fw=110N/mm ²) | Φ 88.9×3.05t | 823 | 90.5 | 2 | ボルト接合 (トラス用) |
| 2 | | Φ 88.9×5.49t | 1439 | 158.3 | 2 | |
| 3 | A7003-T5 (Fw=155N/mm ²) | Φ 100×6.0t | 1772 | 274.7 | 1 | ピン接合 (ブレース用) |

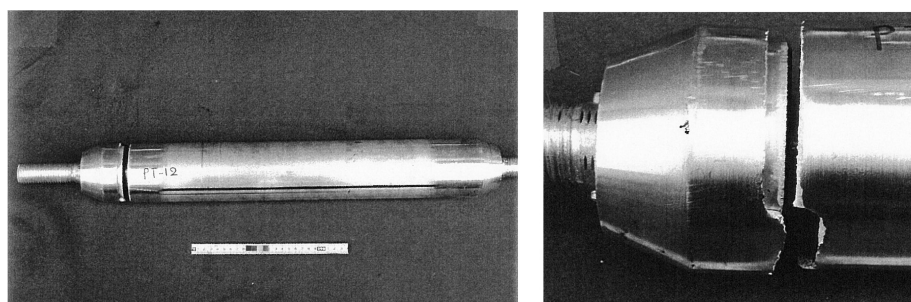


図 2-14 供試体 No2 の溶接部の破断状況

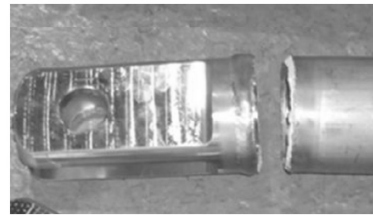
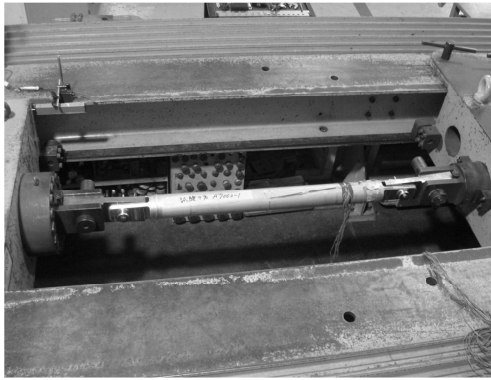
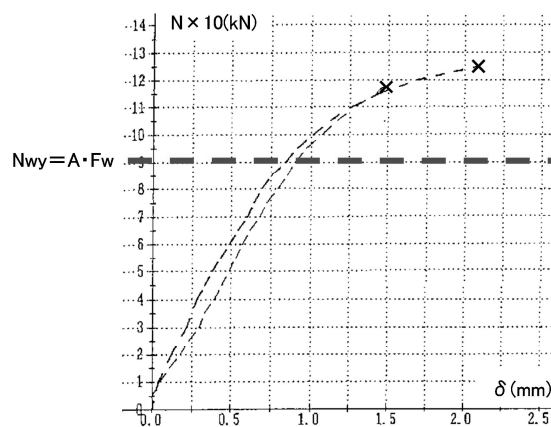
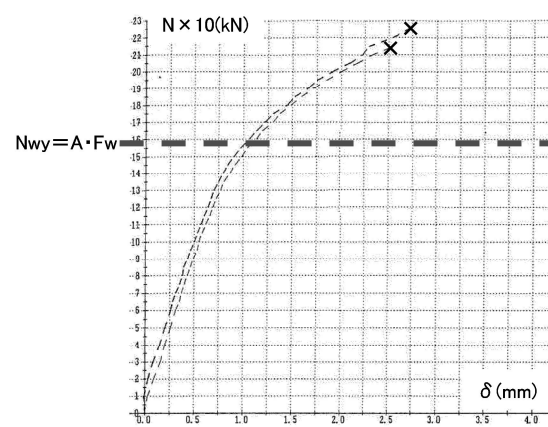


図 2-15 供試体 No3 の荷重状況及び溶接部の破断



供試体 No1



供試体 No2

図 2-16 荷重・変位関係

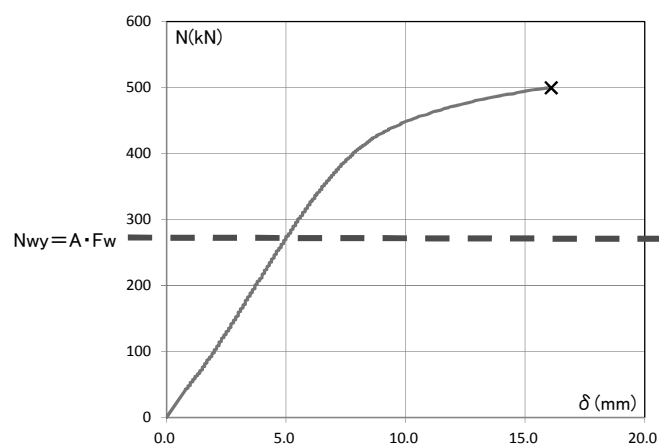


図 2-17 荷重・変位関係（供試体 No3）

2.3 アルミ合金製軸力部材の座屈耐力

2.3.1 アルミ合金管材の座屈実験

アルミニウム合金製の管材（押出継目無管）に圧縮・引張力を繰返し積荷し、座屈および引張降伏に対する復元力特性を把握する。また、全体座屈後に発生する局部座屈の影響についても分析する。

供試材は、表 2-8、2-9 に示すアルミニウム合金（A6061-T6）製の押出継目無管である。部材の両端はピン接合となっており、座屈長さはピン間距離として計算した。材軸方向の中心に、圧縮・引張力を繰返し載荷した。図 2-18 に、実験の様子を示す。なお実験は、圧縮側を先に載荷し、座屈を先行させた。

なお本実験は、アルミ構造用として最も代表的な合金である A6061-T6 を使用した。管材の端部を溶接すると強度が軟化しその部分から引張降伏するため、本実験では端部を高強度のエポキシ樹脂により接着することで熱影響を無くし、アルミ管材そのものの復元力特性を把握することを目的とした載荷方法とした。



図 2-18 載荷状況

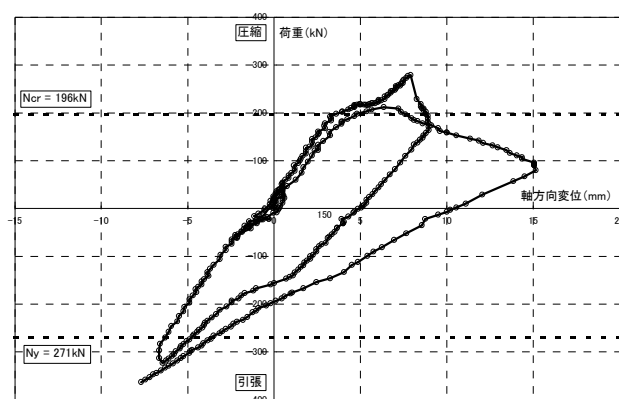
表 2-8 供試体の諸元

| No | 材質 | 座屈長さ ${}_k\ell_c$ (mm) | 外径 D (mm) | 肉厚 t (mm) | 径厚比 D/t | 断面積 A (mm ²) | 断面 2 次 半径 i (mm) | 細長比 λ |
|----|----------|---------------------------|--------------|--------------|------------|-----------------------------|---------------------|------------------|
| 1 | A6061-T6 | 1650 | 97.6 | 4.4 | 22.2 | 1288 | 33 | 50 |
| 2 | A6061-T6 | 1650 | 97.6 | 3.7 | 26.4 | 1091 | 33 | 50 |

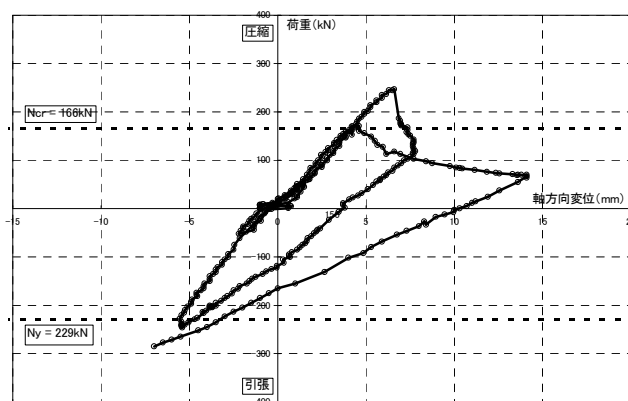
表 2-9 供試材の機械的特性

| ヤング係数 E | F 値 | 耐力 σ_y | 引張強さ σ_u | 降伏比 | 伸び |
|------------------------|----------------------|----------------------|----------------------|------|-----|
| 70000N/mm ² | 210N/mm ² | 275N/mm ² | 310N/mm ² | 0.89 | 12% |

図 2-19 に荷重変位関係を示す。両供試材とも、圧縮力による全体座屈（図 2-20 左）で最大耐力が決まった。さらに载荷すると、部材中央部圧縮側に局部座屈が発生した（図 2-20 中）。さらに引張力を载荷すると、パイプの局部座屈した個所から亀裂が発生し、最終的に引張破断した（図 2-20 右）。



No.1



No.2

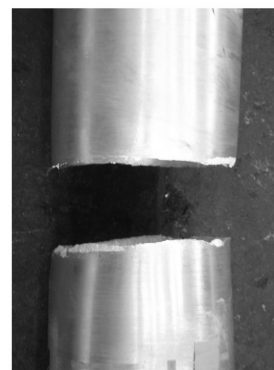
図 2-19 実験結果（荷重・変位関係）



全体座屈



局部座屈



引張破断

図 2-20 座屈および破断の状況

表 2-10 終局座屈耐力 N_{cr} の計算値と実験値の比較および引張破断荷重 N_u

| No | I (mm ⁴) | λ_c | f_c (N/mm ²) | N_{cr} (kN) | | | N_u (kN) |
|----|----------------------|-------------|-------------------------------|---------------|-------------------|-----|------------|
| | | | | 計算値(F 値) | 計算値(σ_y) | 実験値 | 実験値 |
| 1 | 140.2×10^4 | 0.87 | 152 | 196 | 256 | 271 | 363 |
| 2 | 120.5×10^4 | 0.87 | 152 | 166 | 217 | 247 | 285 |

2.3.2 座屈耐力の評価

供試材の終局座屈軸力および引張降伏軸力の計算値を表 2-10 及び図 2-19 に示す。座屈軸力の計算値は、アルミ建築構造設計規準³⁾に示される終局座屈応力度 f_{cr} によった。これは短期許容圧縮応力度から安全率 γ を除いたものであり、下記に示す。座屈軸力の実験値は、 F 値の代わりに材料の耐力 σ_y を用いた計算値に近い。なお、供試材の一般化有効細長比は 0.87 であり、弾塑性座屈の範囲となる。

図 2-21 に一般化有効細長比 λ_c と終局座屈応力度 f_{cr} の関係を示すとともに、供試材の値を示した。

$$\text{終局座屈軸力} : N_{cr} = A \cdot f_{cr} \quad \cdot \cdot \cdot (2-3)$$

$$\begin{aligned} \lambda_c \leq \lambda_p & : f_{cr} = F \\ \lambda_p < \lambda_c \leq \lambda_e & : f_{cr} = \left(1 - 0.5 \frac{\lambda_c - \lambda_p}{\lambda_e - \lambda_p}\right) \cdot F \\ \lambda_e < \lambda_c & : f_{cr} = \frac{F}{\lambda_c^2} \end{aligned}$$

ここで、 F : 基準強度 = 210N/mm² (A6061-T6)

$$\lambda_c : \text{一般化有効細長比} = \sqrt{\frac{N_y}{N_e}}$$

$$\lambda_p : \text{塑性限界細長比} = 0.2$$

$$\lambda_e : \text{弾性限界細長比} = \frac{1}{\sqrt{0.5}} = 1.414$$

$$N_y : \text{降伏限界耐力} = F \cdot A$$

$$N_e : \text{弾性曲げ座屈耐力} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{k \ell_c^2}$$

$$k \ell_c : \text{部材座屈長}$$

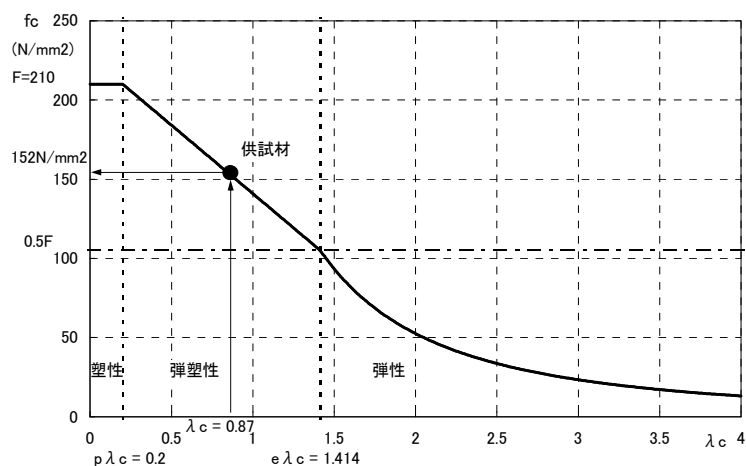


図 2-21 一般化有効細長比 λ_c と終局座屈応力度 f_{cr} の関係

既往の研究 16)の中で、筋違材の座屈後の復元力特性は EA/L で除して無次元化して定式化されており、座屈後の復元力モデルは無次元化細長比(λ/Λ)により一義的に定まるとしている。また、限界細長比 Λ に近い範囲では座屈後の耐力低下が激しいが、細長比 λ がそれより小さい、あるいは大きい範囲では、座屈後耐力は緩やかに低下するとしている。図 2-22 に示すように無次元化して表記した場合には、鋼材とアルミ材の間で復元力モデル上の差は少ない。

アルミニウム合金 A6061-T6 の場合、文献 2) より限界細長比 Λ は 81 となり、今回の使用部材は細長比 λ が 50 であり小さい範囲に入るが、実験においても上記の指摘どおり、座屈後の耐力低下は比較的緩やかで、そのことが確認できた。

また、No.2 の供試材の方が No.1 の供試材に比して座屈後耐力の劣化が大きい。これは、実験において No.2 の方が局部座屈が比較的激しかったことによるものである。これは、パイプの径厚比の違いによると言える。このことにより、アルミ合金材においても、パイプ材に繰返し引張圧縮力が作用する場合の復元力特性に影響を与えるものとして、細長比だけでなく径厚比の影響も無視できないことが確認できた。座屈後の耐力に期待した設計とする場合、細長比だけでなく、径厚比にも配慮する必要がある。

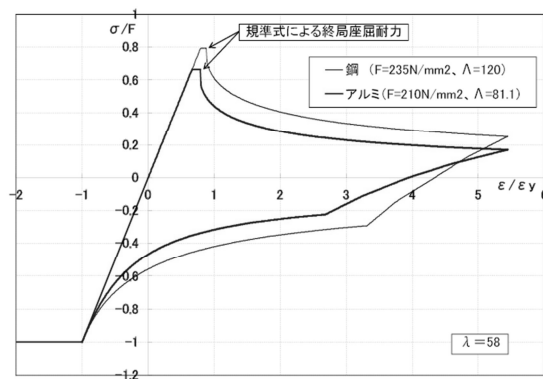


図 2-22 鋼材とアルミ合金材の復元力特性の比較（無次元化）

2.4 立体トラス構造の耐荷力と崩壊形式

本節では、3章で提案するヒューズ型接合部を有しない通常のアルミ合金製のシステムトラス（図 2-23、24）を用いた二層立体トラス壁構造の面内せん断試験を行い、同構造の面内せん断力に対する耐荷力、破壊性状および崩壊形式について、実験と解析により明らかにする。

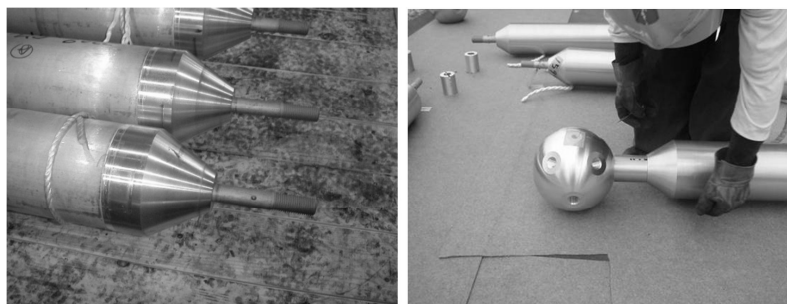


図 2-23 アルミ合金製システムトラス

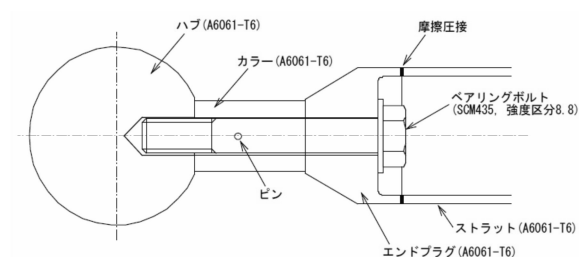


図 2-24 アルミ合金製システムトラス接合部詳細^{3 1)}

2.4.1 二層立体トラス壁構造の面内せん断試験概要

供試体は、図 2-23、24 に示すボールジョイント型のアルミ合金製のシステムトラス^{3) 1)} からなり、鋼製のボルトを除いて、アルミニウム合金 A6061-T6 により構成されている。ストラットの断面サイズは全供試体で共通で、トラス個材の長さを変えることにより供試体 A B C 間で斜材の細長比（表 2-11）を変化させている。

なお、ストラット（アルミパイプ）の両端はエンドプラグ（アルミ製端部金物）に摩擦圧接法（表 2-5）により接合されている。これは、アルミニウム合金 A6061-T6 は熱処理により強度を高めた熱処理合金であるため、通常の M I G 溶接法等による接合を行った場合にはその入熱により軟化域を生じ、接合部の強度・靱性が著しく低下する⁸⁾。そこで、熱影響の比較的少ない摩擦圧接法を、本構造の接合部に採用したものである。

荷重は、図 2-25、26 に示すように供試体の一方を支持端、他端を移動端として、移動端に取り付けた H 形鋼を介して水平力の交番繰返し漸増载荷を行った。また、全体曲げ変形の影響を減らすため、H 形鋼の両端に PC 鋼棒によるタイロッドを配した。载荷サイクルを図 2-27 および表 2-12 に示す。なお供試体の短期許容せん断力 Q_a は、表 2-12 に示すように供試体 A, B, C とも斜材の短期許容圧縮応力度^{3) 3)}を用いて、後述する式(2-4)により求めている。

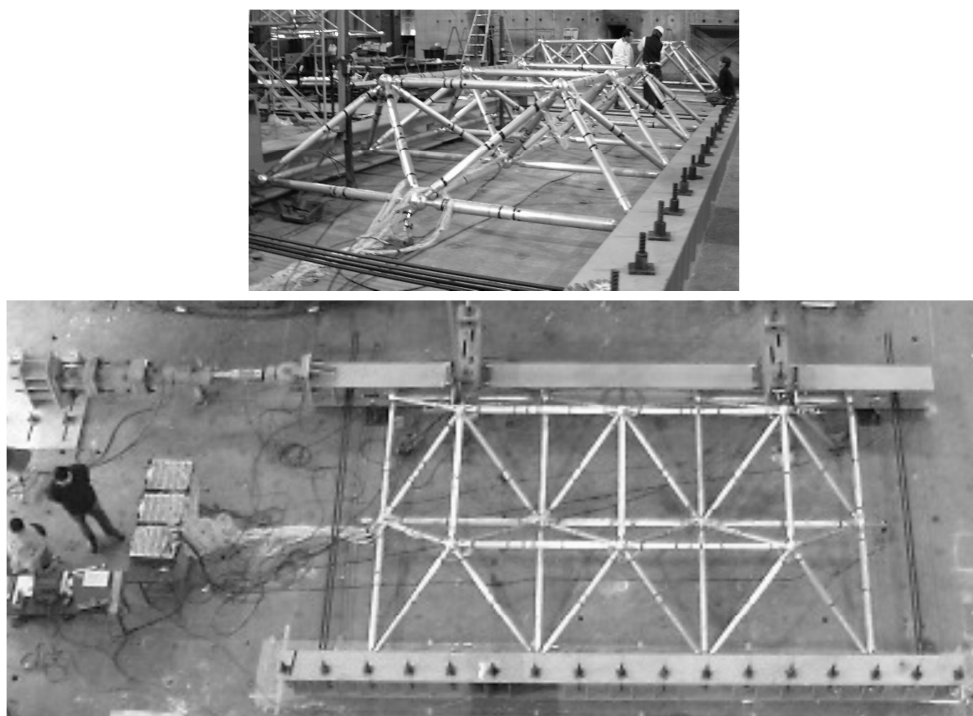


図 2-25 トラス壁のせん断試験の状況

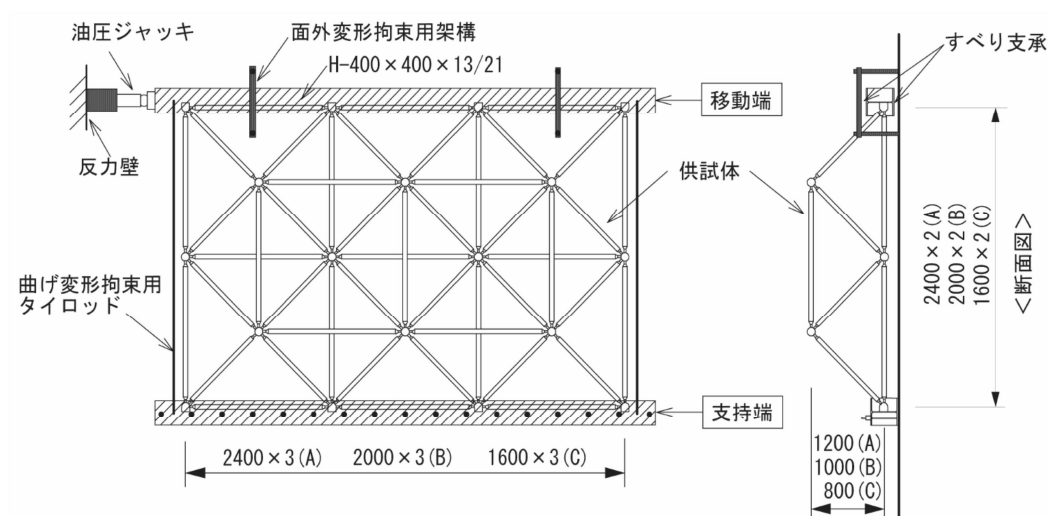


図 2-26 トラス壁の供試体及び荷重方法

表 2-11 供試体の主な諸元

| 部位 | ストラット (A6061-T6) | | | | | | | | | | | | ハブ (A6061-T6) | カラー (A6061-T6) | ヘアリングボルト (SCM435) | |
|-------|------------------|-------------------------|---|-----------|-------------|------|------|-------------|------|------|------------------|------|------------------|-------------------|----------------------|-----|
| | サイズ | A (mm ²) | I × 10 ⁴ (mm ⁴) | i (mm) | 節点間距離 L(mm) | | | 細長比 λ = L/i | | | λ / A (λ = 78.7) | | | | | |
| | | | | | A | B | C | A | B | C | A | B | | | | C |
| 斜材 | φ 65.0 × t3.5 | 676 | 32.1 | 21.8 | 2078 | 1732 | 1386 | 95.4 | 79.5 | 63.6 | 1.21 | 1.01 | 0.81 | φ 135 | φ 40 | M20 |
| 上・下弦材 | φ 75.0 × t5.0 | 1100 | 67.7 | 24.8 | 2400 | 2000 | 1600 | 96.7 | 80.6 | 64.5 | 1.23 | 1.02 | 0.82 | | φ 44 | M22 |

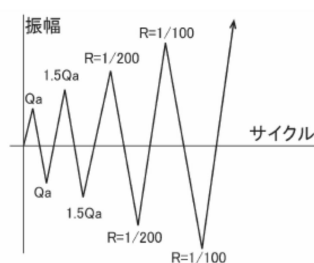


図 2-27 荷重サイクル

表 2-12 斜材の許容応力度と荷重の制御

| 供試体 | 斜材の短期許容応力度 (N/mm ²) | | Qa (kN) | R=1/100 (mm) |
|-----|---------------------------------|----------------|------------|-----------------|
| | 圧縮(座屈) | 引張(摩擦圧接部) | | |
| | f _c | F _w | | |
| A | 52.5 | 150 | 123 | 48 |
| B | 75.2 | 150 | 176 | 40 |
| C | 103.1 | 150 | 241 | 32 |

2.4.2 トラス壁構造の面内せん断試験結果および耐荷力の評価

供試体 A の荷重・変位関係と座屈順序を図 2-29 に示す。変形角 $R=1/200$ まではほぼ線形の履歴を示し、その後ボルトの降伏により徐々に剛性が低下し、最大耐力は斜材の座屈により定まった。その後は隣接する斜材の連鎖座屈により、耐荷力は急激に低下した。図 2-28 に座屈した部材の様子を示す。

供試体 B、C の荷重・変位関係と破断部材を図 2-29 に示す。Qa まではほぼ線形の履歴を示し、その後ボルトの降伏によりやや紡錘型の履歴ループへと移行した。その後、ストラットの摩擦圧接部の破断が斜材にほぼ同時に発生し、耐荷力は一気に失われた。図 2-28 にボルトの引張降伏およびストラットの摩擦圧接部の引張破断の状況を示す。



個材座屈



ボルト引張降伏

圧接部破断

図 2-28 試験後の供試体（破壊状況）

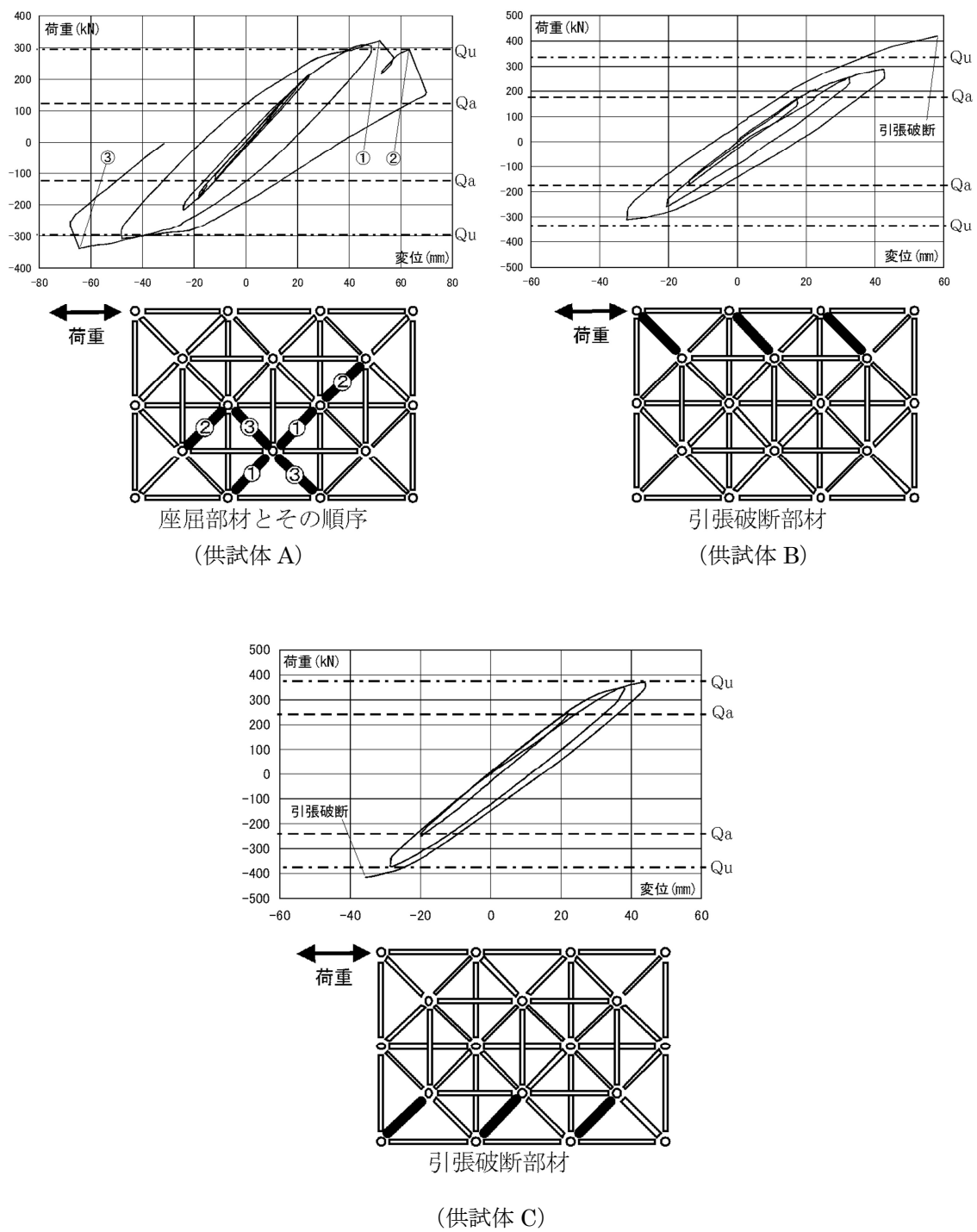


図 2-29 トラス壁のせん断試験結果
(荷重変位関係および破壊性状)

通常、二層立体トラス構造は同じユニット長の繰返しによる矩形の連続した構造であるため、面内せん断力が作用する場合、全体曲げ変形を無視できれば、隣り合う斜材には交番に引張力と圧縮力が発生しその絶対値はほぼ等しいため、短期許容面内せん断耐力 Q_a およびせん断剛性 K' は式(2-4)、(2-5')により求めることが可能である¹⁸⁾。

$$Q_a = 2 \cdot m \cdot \alpha \cdot f_c \cdot A_s \quad \dots (2-4)$$

$$K' = \frac{m}{n} \cdot \kappa_{eq} \cdot \alpha^2 \quad \dots (2-5')$$

$$\text{ただし、} \quad \alpha = \frac{L_m}{2 \cdot \ell_s}$$

ここで、 α は斜材軸力の水平方向余弦、 f_c は短期許容圧縮応力度³⁾、 A_s は斜材の断面積、 E_s はヤング係数、 ℓ_s は斜材長、 κ_{eq} は接合部の影響を考慮した斜材の等価軸剛性、その他の記号は図 3-9 に示す通りである。ここでさらに、 $\kappa_{eq} = \frac{E_s \cdot A_s}{\ell_s}$ とけば、トラス壁のせん断剛性 K は式(2-5)となる。

$$K = \frac{m}{n} \cdot \frac{E_s \cdot A_s \cdot \alpha^2}{\ell_s} \quad \dots (2-5)$$

式(2-5)は斜材の軸剛性 κ_{eq} をストラット（パイプ材）の軸剛性のみとして計算した場合に得られる式である。表 2-13 に式(2-5)によるせん断剛性と実験における初期剛性を示す。実験と計算値で 5～10%程度のせん断剛性の差がある。本トラス構造の接合部の影響を考慮した等価軸剛性 κ_{eq} については参考文献 27)31)で詳解されており、より正確な値が必要な場合には同文献により等価軸剛性を求め式(2-5')で計算する必要があるが、斜材長が極端に短く接合部による軸剛性の低下の影響が大きい場合を除いて、式(2-5)は十分実用的と言える。

図 2-31 に試験体 A の弾性挙動時の歪データの値から得られた応力の値と計算値を示す。10%程度の応力分布のばらつきはあるが、トラスユニット毎に正負交番のほぼ均一な応力分布となっているのが分かる。

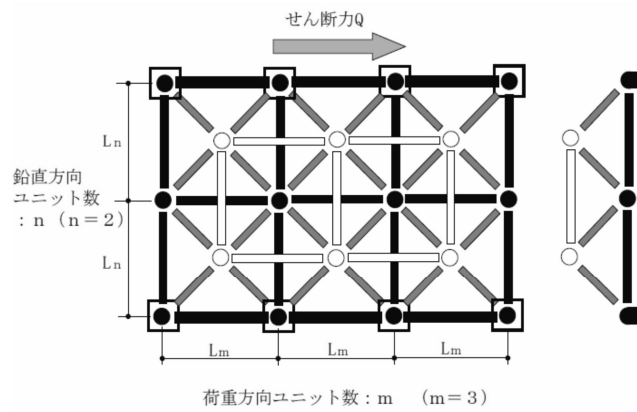


図 2-30 トラス壁の模式図

表 2-13 トラス壁のせん断耐力 Q とせん断剛性 K の実験と計算値の比較

| 供試体 | 実験値 | | 計算値 | | | |
|-----|-----------------|-------------|-------------------------------|----------------------------|------------|-------------|
| | Q_{\max} (kN) | K (kN/mm) | f_{cr} (N/mm ²) | f_u (N/mm ²) | Q_u (kN) | K (kN/mm) |
| A | 338 | 10.8 | 126.6 | 126.6 | 296 | 11.4 |
| B | 420 | 12.7 | 143.4 | 143.4 | 336 | 13.7 |
| C | 415 | 15.9 | 160.1 | 160.1 | 375 | 17.1 |

実験のせん断剛性 K は、100kN 載荷時の値。

f_u の値は、文献 38)より $F_{wu}=200\text{N/mm}^2$ として求めた。

100kN 載荷時の斜材応力の計算値 : 42.7N/mm^2

(式(2-4)により計算)

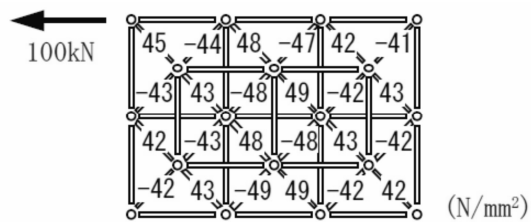


図 2-31 供試体 A の弾性挙動時の応力分布 (実験の歪データの値より換算)

今回の実験結果や参考文献 3)8)からも分かるように、熱処理系の高強度のアルミ合金において溶接（圧接）部の引張強度が母材の耐力を下回ることがある。そのことを考慮し、終局面内せん断耐力 Q_u を示すと式(2-6)となる。

$$Q_u = 2 \cdot m \cdot \alpha \cdot f_u \cdot A_s \quad \dots (2-6)$$

$$\text{ただし、} \quad f_u = \min(f_{cr}, F_{wu})$$

ここで、 f_{cr} は終局座屈応力度³⁾（ f_c から安全率を除いたもの）、 F_{wu} は溶接（圧接）部の引張強度^{3) 38)}である。なお、終局座屈応力度 f_{cr} を求めるにあたり、部材両端の剛接度を評価し（Appendix-1 参照）、座屈長さをトラスの節点間距離の 0.7 倍とし表 2-13 の値を求めた。表 2-13 に実験における最大せん断耐力 Q_{max} と式(2-6)による終局面内せん断耐力 Q_u を示す。今回の実験におけるトラス壁の最大せん断耐力を、式(2-6)により安全側に評価できている。

しかし破壊性状に関して、表 2-13 において f_u 値はすべて斜材の座屈により定まっているのに対して、今回の供試体 B および C については、溶接部の破断により最大耐力が決まった。アルミ材の溶接部の破断は個材座屈に比して変形能力をほとんど示さない挙動であり、部材長の誤差等による初期応力のばらつきが最大耐力に影響したものと推察できる。

2.4.3 トラス壁構造の座屈解析による分析

アルミトラス部材の個材座屈後の繰返し載荷における挙動に関しては、アルミ合金製のシステムトラスによるラチス梁を用いた実験および解析による分析が既になされている³⁰⁾

(Appendix-1 参照)。本節では、アルミニウム合金製システムトラスを用いた二層立体ラチス平板構造の面内せん断試験の結果と、弾塑性解析の結果との比較・検討を行う。

試験体Aについて、トラス部材の個材座屈により最大耐力が決まり、その後座屈した部材の周囲の部材の連鎖座屈により徐々に耐力の劣化を示したが、FEM 解析により本供試体の座屈後の耐力の劣化性状の再現を試みた。図 2-32 に供試体Aの荷重変位関係の実験と解析の比較を示す。図 2-34 は実験及び解析結果による斜材の連鎖座屈の進展状況を示したものである。図 2-33 は、図中の太線部材の解析における応力度と歪の関係を示している。解析においても個材の連鎖的な座屈により耐力の急激な低下を示している。

なお、ここで使用した解析法は軸力を受ける両端ピン接合トラス要素部材の座屈後の挙動を扱うための材料及び幾何非線形を考慮したものであり、座屈後耐力について塑性流れ法則を用いた塑性ヒンジ理論¹⁶⁾に基づいて復元力モデルを作成したものである。なお、トラス部材の座屈長さについては、Appendix-1 により剛接度を考慮した有効座屈長さ（節点間距離の 0.7 倍）としている。

実験結果と解析結果を比較すると（図 2-32）、両者の弾性域におけるせん断剛性および最大耐力はよく一致している。またその最大耐力も解析値は実験値と比較して約 9 %低くなっているもののおおむね合っている。座屈後の除荷状態におけるせん断剛性もよく合致している。斜材の連鎖座屈による本構造の破壊性状を、本解析においてほぼシミュレートすることができたと言える。

斜材の連鎖座屈の進展状況（図 2-34）については、解析結果と実験結果とで座屈部材位置が上下逆になっているが、座屈の進展状況に関して言えば両者の座屈性状はほぼ同じと言える。逆になった原因としては、連鎖座屈現象は最初の座屈がどの部材に発生するかによって進展の状況が異なり、部材長の初期不整等による応力分布のわずかな偏りにより、最初の座屈部材の位置が定まることによるものと思われる。図 2-31 に実験における弾性変形時の応力分布を示したが、応力の分布のばらつきの様子が分かる。

また、実験において最大耐力直前において面内せん断剛性の低下の現象が見られたが、解析においてはその現象を再現できていない。この現象は部材座屈前の最大荷重近辺では、ストラットの摩擦圧接部（軟化域）やボルトのねじ部が降伏し、トラス壁全体の水平剛性の低下となって現れたと考えられる。しかしこれらの現象は解析では考慮しておらず、本解析で再現できていない。

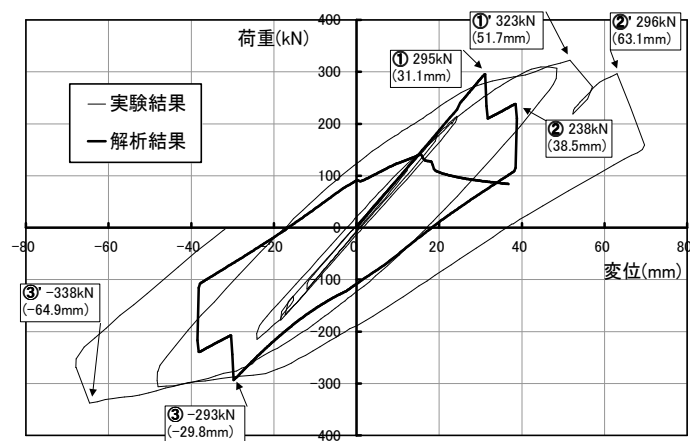


図 2-32 トラス壁せん断試験の実験結果と解析結果の比較

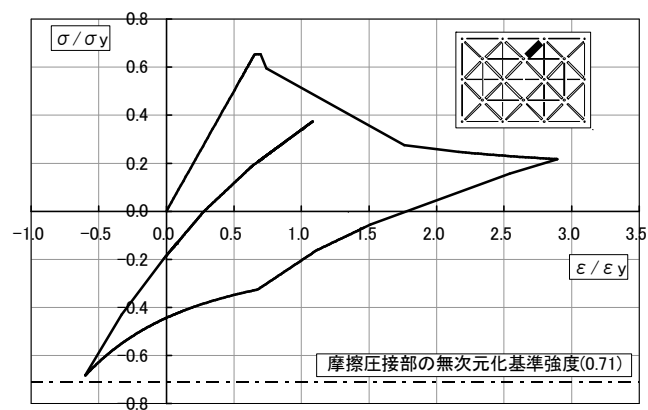


図 2-33 解析における斜材（図中太線）の応力・歪の履歴

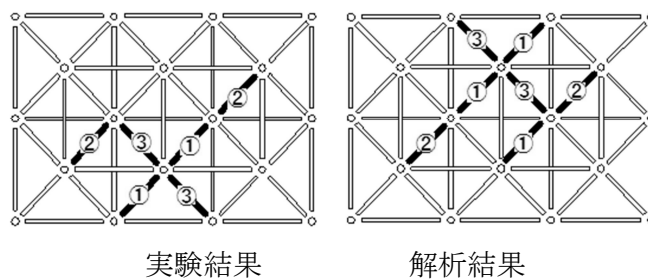


図 2-34 座屈順序の比較

2.5 まとめ

本章では、アルミ合金を用いたトラス構造およびブレース構造等の軸力構造に関して概説するとともに、実験を通して同構造の溶接部の強度と靱性および座屈後耐力に関する分析を行い、また同構造の脆性的な破壊性状および崩壊形式の分析を行った。下記に本章の内容についてまとめる。

- (1) アルミ合金 **A6061-T6**、**A7003-T5** は耐力が高い材料であるが、降伏比が高く破断伸びも小さいため、強度型の設計には適しているものの、塑性変形能力に期待した設計には適さない。
- (2) アルミ合金 **A5083-O** は、耐力は低いが歪み硬化により強度が上がる材料で、降伏比が低く靱性能に優れており、エネルギー吸収能力に期待した設計に向いている。同合金の引張試験において、他のアルミ材料と違い、応力歪み曲線において、鋼材ほどではないが明瞭な降伏棚を有しており、また歪みが進んだ位置でセレーション現象も確認できた。
- (3) アルミニウム合金 **A7003-T5** は、高強度の熱処理合金でありながら、溶接による入熱により軟化した場合でも常温時効硬化により母材近くまで強度が回復するため、通常の **MIG** 溶接法等を用いたアルミ溶接構造に適した材料の一つと言える。
- (4) ブレース材の径厚比を制限することは、局部座屈を防ぎ全体座屈後の塑性変形能力を確保する上で、鋼製と同様に重要である。
- (5) 次章で述べるボルト先行降伏型の接合部を有しない **A6061-T6** 合金を使用したトラス壁構造において、想定以上の面内せん断力が作用した場合に、個材の座屈や接合部の引張破断が連鎖的に発生し、最大耐力以降急激な耐力の劣化を示す場合がある。塑性変形能力が乏しいことを前提として、本構造の必要耐力を設定すべきである。

第3章 立体トラス構造の崩壊形式の制御と変形性能の向上

複層のトラス構造において、その最大耐力以降、個材の座屈や引張破断が連鎖的に進展し、全体の耐力が著しく劣化する。2.4 節のアルミ合金製のトラス壁構造のせん断実験でも、斜材の座屈または溶接（圧接）部の引張破断により最大耐力以降急激な耐力の低下を示した。このような崩壊性状を示すトラス壁構造においては、部材降伏後の耐力に期待した設計は難しく、許容応力度を用いた弾性設計を基本とせざるを得ない。さらに部材長の初期不整等による付加的な応力を考慮すれば、危険側の設計となることも否定できない。

本章においては、実験で見られた脆性的な破壊性状を回避し、その崩壊形をより安定したものに制御しようとするものである。そのために、接合部のボルトを先行降伏させるヒューズ型の接合部およびその部材構成について提案し、各部の要素実験の結果を基に同構造の面内せん断力に対する塑性変形能力等について定式化する。また、同構造の弾塑性解析を行うことで降伏後の非線形の挙動について分析するとともに、定式化の妥当性を確認する。これにより、同構造のせん断耐力の保持と変形性能の向上に基づく性能設計の可能性を示す。

3.1 ボルト先行降伏型接合部を有する二層立体トラス壁構造の変形性能の評価

本節では、システムトラス接合部の一部であるボルトを先行降伏させることにより、構造全体の急激な耐力の劣化を防ぐヒューズ型の設計法を提案する。そのための部材構成および接合部の設計について示すとともに、その構成要素の実験結果についても以下に述べる。また、同設計によるトラス壁構造の塑性変形能力の定式化についても試みる。

二層立体トラス構造におけるシステムトラス接合部は、主に圧縮力または引張力のみを伝達する軸力支配型であり、圧縮力はカラーを介して、引張力はボルトを介して伝達される(図3-1)。また、トラス壁構造に面内せん断力を载荷させた場合、トラス壁斜材には 2.4 節で述べたように絶対値のほぼ等しい正負交番の軸力分布となる。

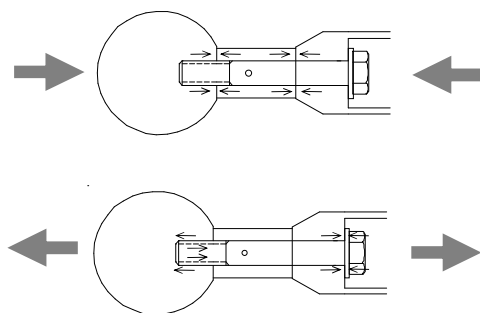


図 3-1 トラス接合部の軸力伝達機構

このような特徴を持つトラス壁構造を面内の水平荷重に抗するせん断壁に用いた場合において、最大耐力以降の耐力の劣化が少なく、また塑性変形能力を確保するための提案式を、式(3-1)に示す。トラス部材を構成する各部の終局耐力の関係において、ボルトの引張降伏が個材の座屈、溶接（圧接）部の引張破断等の他の破壊形式に先行するものとして定めたものである（図 3-2,4）。

$${}_B T_u = {}_B \sigma_u \cdot A_B < f_u \cdot A_S \quad \cdots (3-1)$$

ここで、 ${}_B \sigma_u$ はボルトの引張強さ、 A_B は後述するボルトのしぼり部の断面積である。式(3-1)において、ボルトが十分に塑性変形するまで、他の構成材は座屈等の破壊をしない構成材の組み合わせにすることを要求しており、言い換えれば、個材の終局座屈軸力がボルトの破断軸力を上回るような細長比（節点間長さ）となるような設計とする必要がある。なお、このボルトには安定した靱性能が要求されるが、次節で実験結果と共に詳述する。

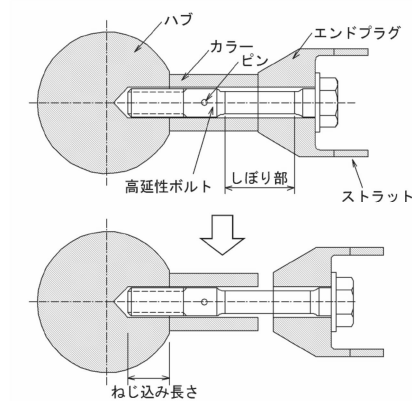


図 3-2 高延性ボルトによる接合部の塑性変形機構

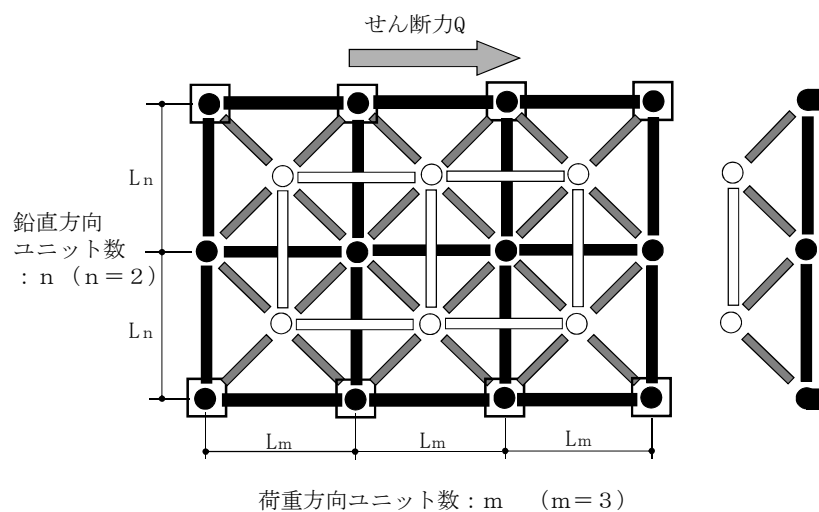


図 3-3 トラス壁の模式図

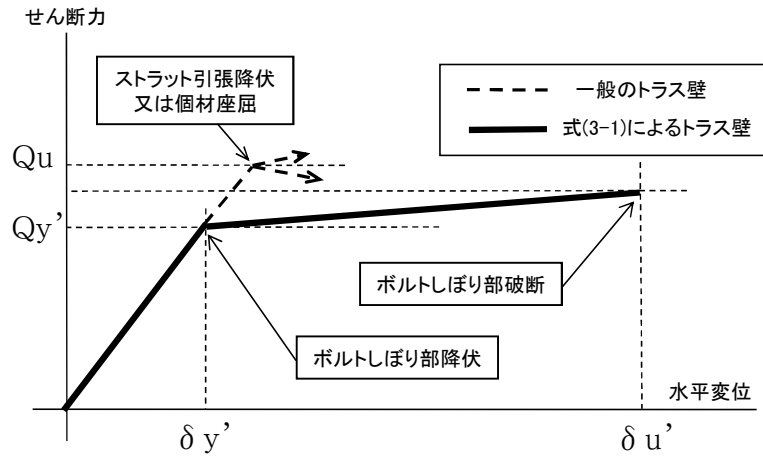


図 3-4 トラス壁の荷重変位関係

トラスの構成材が式(3-1)を満足していれば、トラス壁（図 3-3）のせん断耐力 Q_y' は式(3-2)によって与えられ、また荷重・変位関係は図 3-4 で示すことが可能となる。

$$Q_y' = 2 \cdot m \cdot \alpha_B \cdot \sigma_y \cdot A_B \quad \dots (3-2)$$

ここで、 σ_y はボルトの降伏耐力である。

また、図 3-4 で、ボルト降伏時のせん断変形量 $\delta y'$ は、ボルト降伏時のストラットの弾性軸変形量 Δs より、式(3-3)により求まる。

$$\delta_y' = \frac{2 \cdot n \cdot \Delta_s}{\alpha} \quad \dots (3-3)$$

$$\text{ただし、} \Delta_s = \frac{\sigma_y \cdot A_B}{A_s \cdot E_s} \cdot \ell_s$$

また、またトラス壁のせん断変形能力 $\delta u'$ は、ストラットの弾性変形 Δs とボルトの塑性伸び量 Δ_B の和として与えられ、式(3-4)で示される。

$$\delta_u' = \delta_y' + \frac{2 \cdot n \cdot \Delta_B}{\alpha} = \frac{2 \cdot n}{\alpha} (\Delta_s + \Delta_B) \quad \dots (3-4)$$

$$\text{ただし、} \Delta_B = e_B \cdot \ell_B \quad \dots (3-5)$$

ここで、 e_B はボルトの伸び、 l_B は次節で詳述するボルトのしぼり部の長さである。なおボルトの弾性の伸び量については、ボルトの長さがストラットの長さに対して十分に短い場合には、上記の Δ_s および Δ_B に対して十分小さいので、ここでは無視できるものとした。

さらに、本設計法によるトラス壁構造の塑性率 μ は、式(3-6)により得られる。これにより本トラス壁構造の塑性率 μ は、ストラットの弾性軸変形量 Δ_s とボルトの塑性伸び量 Δ_B を用いて求まる。

$$\mu = \frac{\delta_u'}{\delta_y'} = \frac{\Delta_s + \Delta_B}{\Delta_s} \quad \dots (3-6)$$

また、上記により得られる塑性率 μ を用いて、本トラス壁構造の構造特性係数 D_s の算出も可能となる。

なお、本手法により設計されたトラス壁の降伏後の荷重変位関係（図 3-4）の妥当性については、3.3 節の FEM 解析で検証する。

3.2 ボルト接合部の実験による変形性能の検証

前節で提案した高延性ボルトによる接合部に引張力が作用した場合の塑性変形機構を図 3-2 に示す。ボルトの降伏後の伸び量を安定的に確保できるように、ボルトの軸部に断面積を減らしたしぼり部を設けたものである。なお、本稿で扱っているシステムトラスは通常的设计^{3 1)}においてもボルト軸部が長いものであり(図 2-24)、本章で提案する接合部(図 3-2)において特別に長いものではなく、本接合部の弾性挙動時の剛性等に関しては既往の研究^{3 0)}の範囲内であると言える。

高延性ボルトのしぼり部が十分に塑性変形するためには、式(3-7)を満足する必要がある。

$$A_B < A_{BZ} \quad \text{かつ} \quad {}_B T_u < T_H \quad \cdots (3-7)$$

ここで、 A_{BZ} はボルトのねじ部の有効断面積、 T_H はハブの雌ねじ部の強度であり、Appendix-2において、強度実験を行っているものである。

ボルトしぼり部の降伏後の伸び量は、式(3-5)で示したように「ボルトの最小伸び e_B 」と「しぼり部の長さ l_B 」との積で求まるが、式(3-7)により設計したボルトの引張試験を行い、その塑性変形能力について確認した。実験で使用したボルトの規格と詳細な形状を表 3-1 および図 3-5 に示す。また表 3-2 に引張試験結果のまとめ、図 3-6 にボルトの試験前と試験後の供試体の状況を示す。ボルトの形状が式(3-7)左を満足している（しぼり部の断面積 A_B がねじ部の有効断面積 A_{BZ} を下回っている）ことで、実験においても高強度のボルトでありながらしぼり部が延性的に伸び、表 3-1 で示す伸びの下限値を十分に満足することができた。

表 3-1 ボルトの材質、強度（JIS B 1051,1186 より）

| 材質 | SCM435 | |
|----------------------------|---------------|------|
| 規格 | 強度区分 8.8（F8T） | |
| 強度 | 下限値 | 上限値 |
| 0.2%耐力（N/mm ² ） | 640 | — |
| 引張強さ（N/mm ² ） | 800 | 1000 |
| 伸び（%） | 16 | — |

表 3-2 高延性ボルトの引張試験結果

| ボルトサイズ | M12 | M24 |
|----------------------------|----------|----------|
| 供試体数 | 6 | 6 |
| 0.2%耐力（N/mm ² ） | 719 | 842 |
| 引張強さ（N/mm ² ） | 884 | 935 |
| 伸び（%） | 29 | 26 |
| 破断位置 | すべて しぼり部 | すべて しぼり部 |

強度、伸びの値は、6 体の平均値を示す。

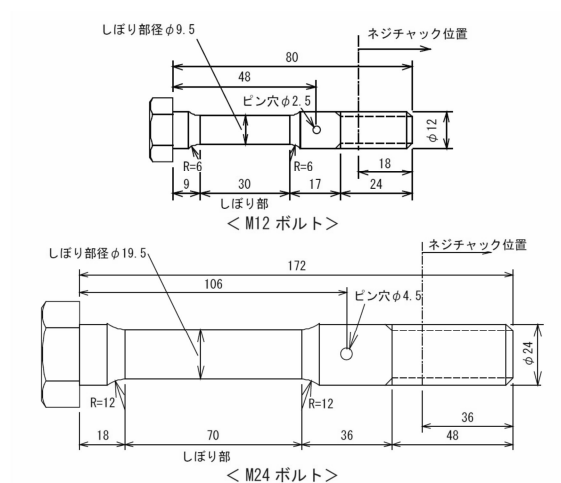


図 3-5 高延性ボルト（供試体）の詳細図



図 3-6 ボルトの塑性変形状況

3.3 トラス壁構造の弾塑性解析による崩壊形式と変形性能の検証

本節では前節で提案したボルト先行降伏型部材を使用したトラス壁の面内せん断耐力に関する塑性変形性状を検証するため、同接合部を有するトラス壁構造の FEM 解析を行い、同構造の降伏後の挙動について分析するとともに前節で提案した定式化の妥当性を確認する。

解析モデルは、図 1-1 の施工例で示すようなエントランス部などで比較的階高が高く、ブレースや RC 壁を耐震要素として使用するには不向きな建物を想定し、図 3-7 に示すトラス壁を面内せん断力を受ける耐震要素として使用する場合を想定した。また解析モデルの壁全体の縦横比は、壁の全体曲げによる水平方向変位がせん断変形に対して卓越しないような形状とした。

図 3-7 および表 3-3 に解析を行ったトラス壁の諸元を示す。解析は、比較検討のため、今回提案したボルト先行降伏型の部材構成のもの（解析Ⅰ）と一般的な設計であるトラス個材座屈により最大耐力が決まる部材構成のもの（解析Ⅱ）の 2 種類について行った。斜材の構成については、参考文献 38)を参考に、斜材 a と斜材 b の 2 種類を仮定し解析した。なお弦材は、全体曲げにより個材座屈等しない部材設定とした。

また、解析Ⅰにおいては、トラス壁の全体曲げ変形による斜材の応力のばらつきの影響を分析するために、トラス壁（図 3-7）上辺の各節点の Y 方向の変位を拘束していないもの（解析Ⅰ-1）と拘束したもの（解析Ⅰ-2）の 2 種類について解析を行った。

なお、ここで使用したトラス部材の復元力モデルは、図 3-8 に示すように部材両端の高延性ボルトを再現したものであり、所定の引張力に達すると塑性変形を生じるものである。また、個材座屈については、座屈後耐力の劣化性状を再現できる復元力モデルを使用しており、2.4 節の座屈解析で使用したものと同様である。

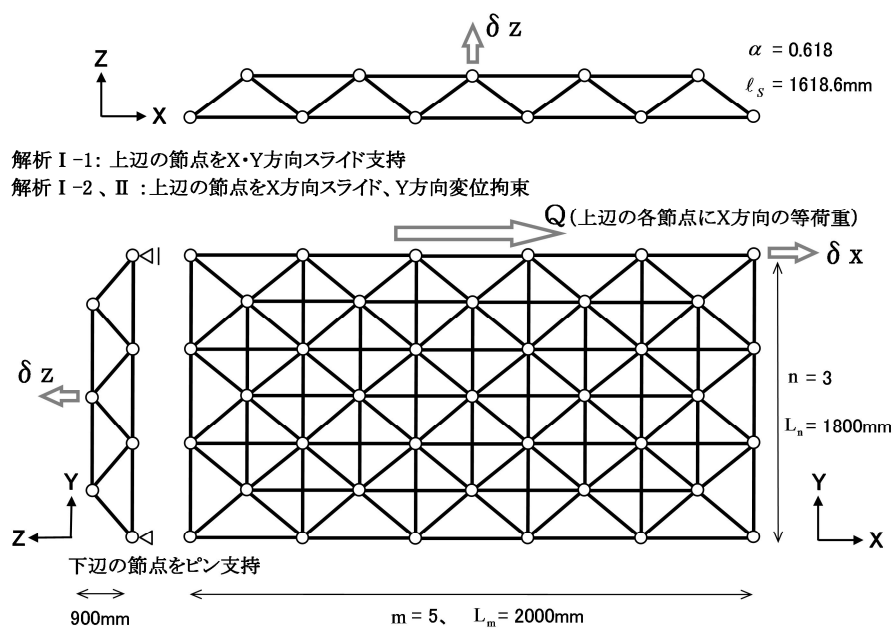


図 3-7 トラス壁の解析モデル

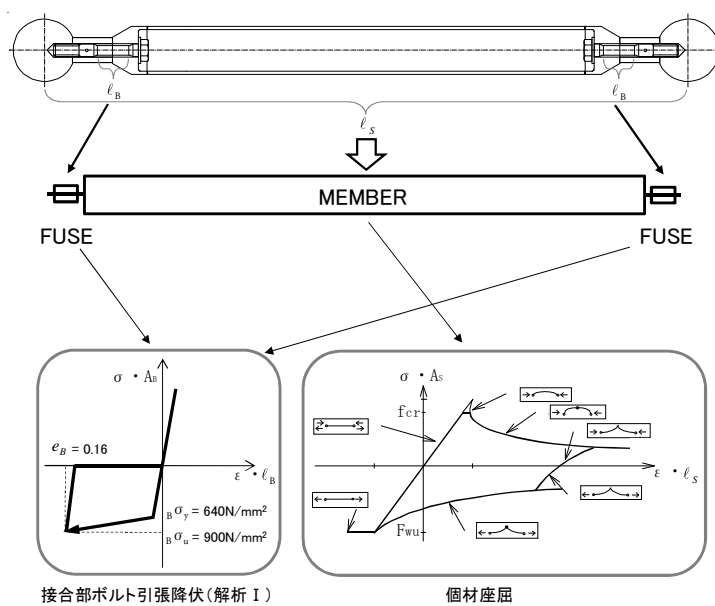


図 3-8 解析で使したトラス部材の復元力モデル

表 3-3 解析で使用したトラス部材の諸元およびトラス壁の塑性変形能力に関する計算値等

| 部位 | ストラット パイプサイズ | ストラット 断面積 | 細長比 | 終局 座屈 応力度 | ボルト 呼び径 | ボルト しぼり 部径 | ボルト 断面積 | ボルト しぼり 部長さ | 終局 せん断 耐力式(3) | トラス壁 せん断 耐力式(5) | ストラット 弾性軸 変形量 | ボルト 降伏時 せん断 変形量 | ボルト 塑性 伸び量 | トラス壁 せん断 変形能力 | トラス壁 塑性率 |
|------|-----------------|-----------------------------|-----------|----------------------------------|------------|------------------|-----------------------------|-------------------|---------------------|-----------------------|---------------------|--------------------------|--------------------|---------------------|-------------|
| | | A_s (mm ²) | λ | f_{cr} (N/mm ²) | | (mm) | A_B (mm ²) | ℓ_B (mm) | Qu (kN) | Qy' (kN) | Δ_s (mm) | $\delta y'$ (mm) | Δ_B (mm) | $\delta u'$ (mm) | μ |
| 斜材 a | φ 125 × 7.5t | 2769 | 38.9 | 168.7 | M27 | φ 22.5 | 398 | 81 | 2887 | 1574 | 2.13 | 20.7 | 13.0 | 147 | 7.1 |
| 斜材 b | φ 125 × 12.5t | 4418 | 40.4 | 166.3 | M33 | φ 27.5 | 594 | 99 | 4541 | 2349 | 1.99 | 19.3 | 15.8 | 173 | 8.9 |
| 弦材 | φ 200 × 12.5t | 7763 | — | 190.6 | M42 | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — |

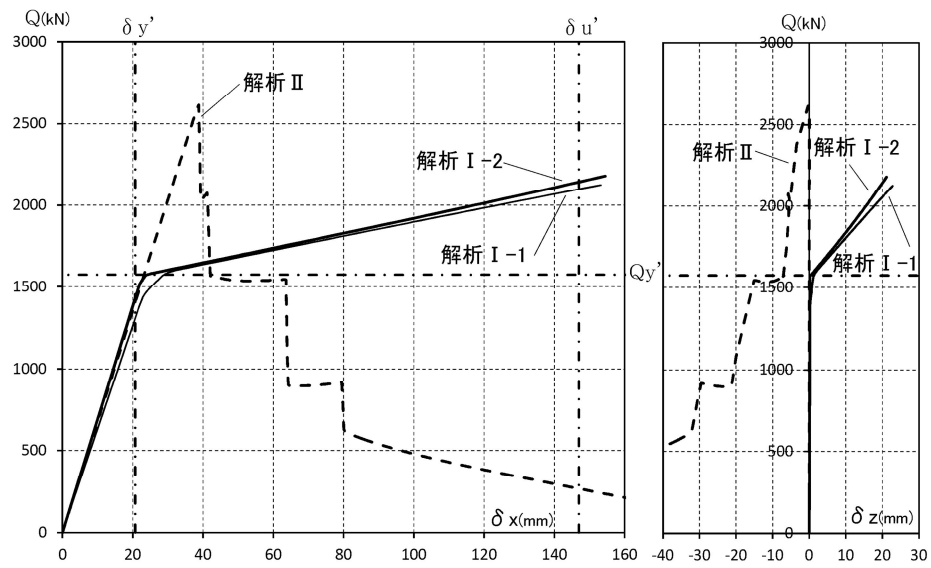
解析Ⅱ（トラス個材座屈型）については、ストラットの諸元のみ参照のこと。

図 3-9 と表 3-3 にトラス壁の解析結果と、塑性変形能力に関する 3.1 節で示した式による計算値を示す。解析結果の塑性変形性状において、ボルト先行降伏型（解析Ⅰ）は個材座屈型（解析Ⅱ）に比べて、最大耐力は低下するものの引張側の全ての斜材のボルトのほぼ均一な塑性変形により安定したせん断変形状を示した。

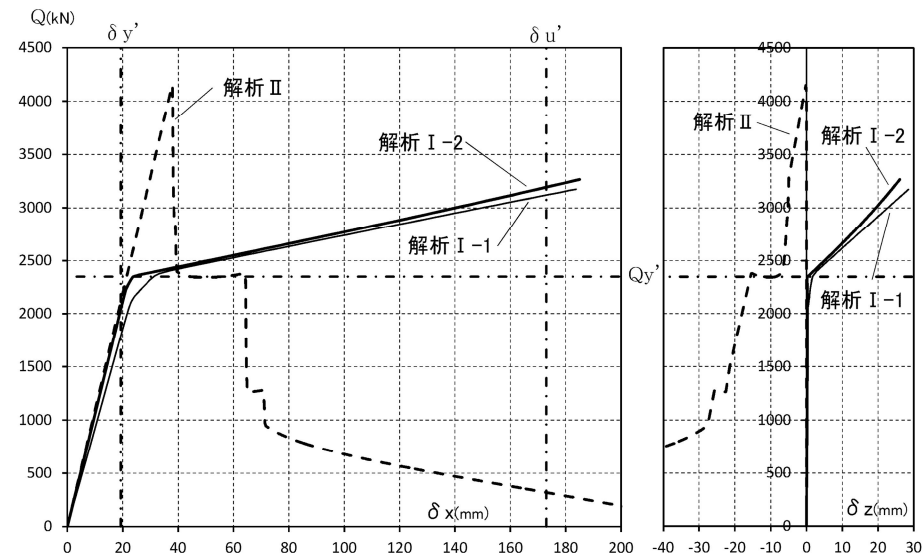
また図 3-9 の右図に示すように、トラス斜材降伏後はトラス節点の面外方向への移動が起こる。ボルト先行降伏型（解析Ⅰ）の場合には節点は図 3-7 の Z 軸プラス方向に、個材座屈型（解析Ⅱ）の場合には節点はマイナス方向に移動し（適合変形状態）、トラスユニットの対の斜材の軸力は応力再配分によりその吊り合いを保ち続けた。

解析は、トラス壁の各節点の Y 方向の変位を拘束したもの（解析Ⅰ-2）と拘束していないもの（解析Ⅰ-1）の 2 種類を行ったが、表 3-3 に示す計算値とは、前者の方がより一致する。これは、計算値はトラス壁を水平力を受ける純せん断壁として取り扱いトラス壁の面内の全体曲げ変形等による影響を無視したためである。実際のトラス壁構造においては、その全体形状や支持条件等によって、斜材応力のばらつきや、全体曲げ変形による水平変位の影響を無視できない場合もあり、3.1 節の諸式の適用において、本前提条件に留意する必要がある。

なお、図 3-8 の左図で示すように本解析はボルトの歪み硬化を考慮したものであるが、歪み硬化を考慮しない完全弾塑性モデルを使用した場合には、ここでは解析結果は省略するが、最初に降伏した部材周辺にのみ塑性変形が集中しトラス壁全体の引張斜材に塑性変形が均一に分布する解析結果とはならず、変形能力等計算値と一致しない。トラス壁全体の斜材に塑性変形がほぼ均一に広がるために、材料の歪硬化が重要な役割を果たしていることが分かった。



(1)斜材タイプを a とした場合



(1)斜材タイプを b とした場合

図 3-9 トラス壁の弾塑性解析結果（荷重変位関係）

3.4 まとめ

本章では、2.4 節のアルミ合金製のトラス壁構造の面内せん断実験で見られた溶接部破断や個材座屈による脆性的な破壊挙動を回避するための、ボルト先行降伏によるヒューズ型の接合部および部材構成について提案した。同構造の崩壊形を制御可能なものとし、より安定したものに改善したことにより、同構造の変形性能等について評価および定式化を行った。また弾塑性解析により同構造の変形性能等の検証・分析を行った。本章の研究により得られた知見を下記に要約する。

- (1) 要素実験の結果により、十分なねじ込み長さが確保された本論で提案した高延性ボルトは、引張力に対して安定した塑性変形性能を示す。
- (2) アルミ合金製トラス壁構造において、本論で提案したボルト先行降伏型の部材構成の設計を行えば、ボルトの塑性変形により、面内せん断力に対してトラス部材の座屈および引張破断により急激な耐力の劣化を示さないトラス壁構造の設計が可能となる。これにより設計されたトラス壁は、ボルトの伸び量を基に面内せん断力に対する塑性変形能力（塑性率 μ ）を定量的に示すことができ、本構造の構造特性係数 D_s の算出に用いることができる。また、トラス壁構造の弾塑性応答変形の予測に関する精度についても向上させることができるものと言える。
- (3) トラス壁の斜材降伏後の挙動に関して、トラス節点が面内方向だけでなく面外方向へも移動することにより、トラス壁の面内せん断変形が進展する。ボルト先行降伏型の場合には節点は図 3-7 の Z 軸プラス方向に、個材座屈型の場合には節点はマイナス方向に移動することで適合変形状態を保ち、トラスユニットの対の斜材は応力再配分によりその軸力の吊り合いを保ち続ける。

なお本章ではボルト先行降伏型の部材構成によるトラス壁構造の塑性変形状態について理論・解析により検証を行ったが、今後は同構造のせん断実験によりその性状をさらに検証する必要がある。

また、地震力等の交番の繰返し荷重を想定した場合には、ボルト降伏後はスリップ型の履歴特性に移行することが想定され、ボルトには繰返しの引張荷重が作用する。アルミ合金製システムトラス接合部の疲労特性に関して、Appendix-3 に同接合部の高サイクル疲労特性に関する実験結果を記載した。

第4章 アルミブレースの変形性能の向上および耐力の保持

本章では、両端ピン接合のアルミ合金製のパイプブレースを対象とし、2章で示した溶接部（軟化域）破断による脆性的な破断を防ぎ、また座屈による急激な耐力の劣化を示さないアルミブレースとするための材料・部材構成及び接合部の設計等を示すことを目的とする。アルミブレース主材の材質は、高耐力の材料（A7003-T5）と高靱性の材料（A5083-O）の2種類を使用し、両者による耐力および靱性能の違い等を実験により明らかにする。また、細長比の違いによる座屈耐力および座屈後耐力についても分析し、また座屈補剛ブレースの提案を行う。本章の構成を下記に示す。

最初に、高耐力の材料（A7003-T5）を用いたアルミブレース単材の実大の引張試験を行い、その耐力および変形性能を分析する。ここでは接合部のフォークエンドを先行して引張降伏させ、溶接部の脆性的な破断を回避するための、フォークエンド先行降伏型の変形性状を示すブレースを提案する。また、正負交番の繰返し载荷実験により、スリップ型となる復元力特性について把握する。

次に、高靱性の材料（A5083-O）を用いたアルミブレース単材について、同様に正負交番の繰返し载荷実験により、その復元力特性を把握する。

また、上記ブレース（A5083-O）に鋼管を内蔵したアルミブレースについても同様の試験を行い、座屈補剛型アルミブレースの提案を行う。

最後に、実験結果およびこれまでに得られた知見に基づき、アルミ合金製K型ブレース構造の耐荷力および破壊形式について論じ、また耐震補強分野への適用可能性等、課題および今後の展望についてまとめる。

4.1 接合部先行降伏型アルミブレースの復元力特性の評価

鋼構造で用いられる保耐力接合の設計法をアルミ溶接構造にそのまま適用した場合、合金の種類によっては溶接部（軟化域）に歪（塑性変形）が集中することとなり、むしろ部材としての塑性変形能力が低下するおそれがある。

本節においては、高耐力のアルミニウム合金（A7003-T5）を用いたブレースの引張試験および繰返し载荷実験を行い、その耐力を確認すると共に、その変形性能を確保するための接合部の設計法について提案する。

4.1.1 実大引張試験

4.1.1.1 実験概要

試験体は、図 4-1 に示すようなアルミ丸パイプ（継目無管）の両端にフォークエンド（接合金物）を MIG 溶接したものであり、材質はパイプ、フォークエンドともアルミ合金 A7003-T5 の押出材である。フォークエンドはπの字形に押出ししたものを切削加工したものであり、溶接はパイプ材の両端部のみである。試験体に引張力を載荷し（図 4-3）、破断に至るまでの性状を確認した。試験体の諸元を表 4-1 に、荷重の制御を図 4-2 に示す。パイプの断面サイズは 2 種類で、さらにピン間長さを 3 種類としている。

アルミブレースの許容軸力は溶接部基準強度³⁾ F_w により式(4-1)となる。

アルミブレースの短期許容引張荷重：

$$N_{wy} = A \cdot F_w \quad \dots (4-1)$$

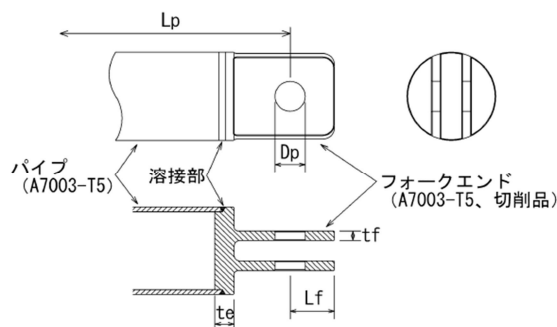


図 4-1 供試体形状（ブレース端部）

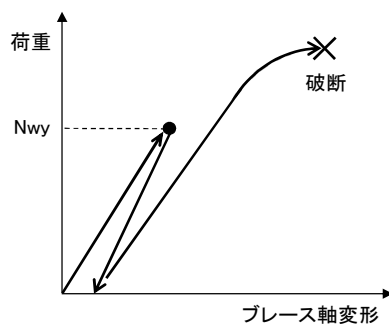


図 4-2 ブレース引張試験の荷重の制御



図 4-3 実大アルミ合金製ブレースの引張試験状況（横型引張試験機）

表 4-1 アルミ合金製ブレースの引張試験の供試体諸元

| ブレース サイズ | 材質 | ピン径 Dp | フォークエンド の板厚 tf | エンドプレート の板厚 te | フォークエンド の端あき Lf | 供試体長さ Lp (ピン間) | パイプ断面積 A | フォークエンド 有効断面積 Ae | 短期許容荷重 Nwy | フォークエンド破断 Neu (計算値) | 溶接部破断 Nwu (計算値) |
|-------------|----------|-----------|----------------------|----------------------|-----------------------|----------------------|----------------------|------------------------|---------------|---------------------------|-----------------------|
| φ 230x12.5t | A7003-T5 | 78mm | 25mm | 50mm | 115mm | 2000mm | 8541mm ² | 6800mm ² | 1324kN | 1802kN | 2093kN |
| | | | | | | 3000mm | | | | | |
| | | | | | | 4000mm | | | | | |
| φ 240x16.5t | A7003-T5 | 94mm | 35mm | 60mm | 130mm | 2000mm | 11585mm ² | 8700mm ² | 1796kN | 2306kN | 2838kN |
| | | | | | | 3000mm | | | | | |
| | | | | | | 4000mm | | | | | |

4.1.1.2 試験結果

実験における引張荷重・軸方向変位の結果を図 4-5 に示す。いずれの供試体も、図 4-4 に示すようにフォークエンドが引張降伏し、最終的に破断に至った。

また、アルミブレースを実際の建物に適用した場合を想定し、層間変形角(1/100 時)の目安も図 4-5 に示す。また、その仮定を図 4-6 に示す。

図 4-7 に歪みゲージの貼付け位置、図 4-8 に歪みの進展状況を示す。各部の歪みの値より、ブレース材はほぼ弾性範囲であり、フォークエンドの歪みが進展しているのがわかる。溶接部については、フォークエンド近傍の軟化域Aに歪みが集中し、軟化域Bは歪の集中が少ない。これはパイプのエンドプレート部が、若干曲げ変形しているためと推察できる。また、軟化域の歪みの進展はフォークエンドに比べると小さく、溶接部（軟化域）が破断することなくフォークエンドが先行降伏し、その後引張破断した。なお、フォークエンドは展伸材（押出型材）であるため機械的性質は比較的安定している。

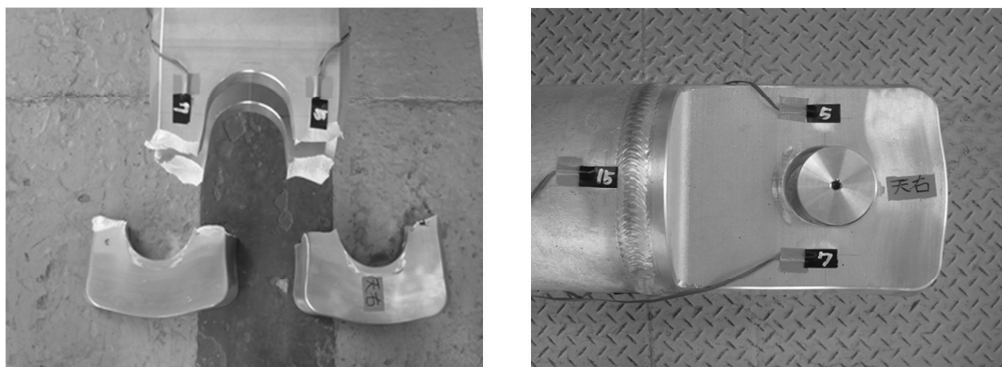


図 4-4 試験後の供試体

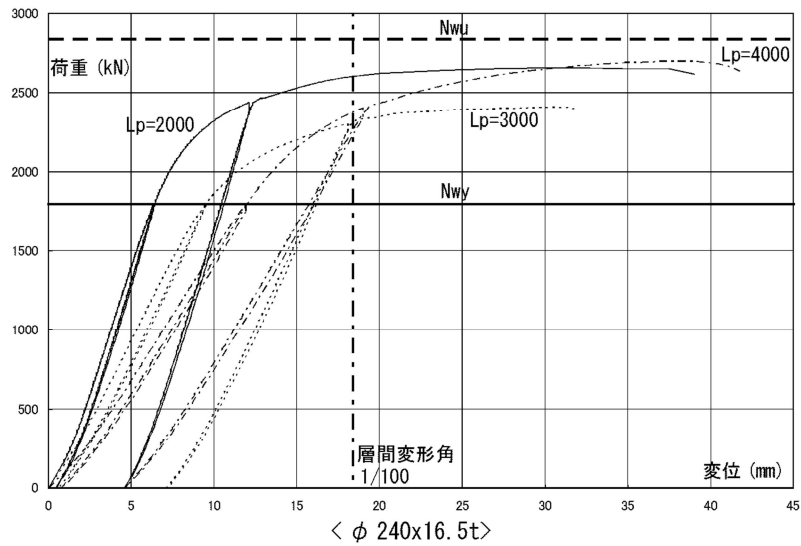
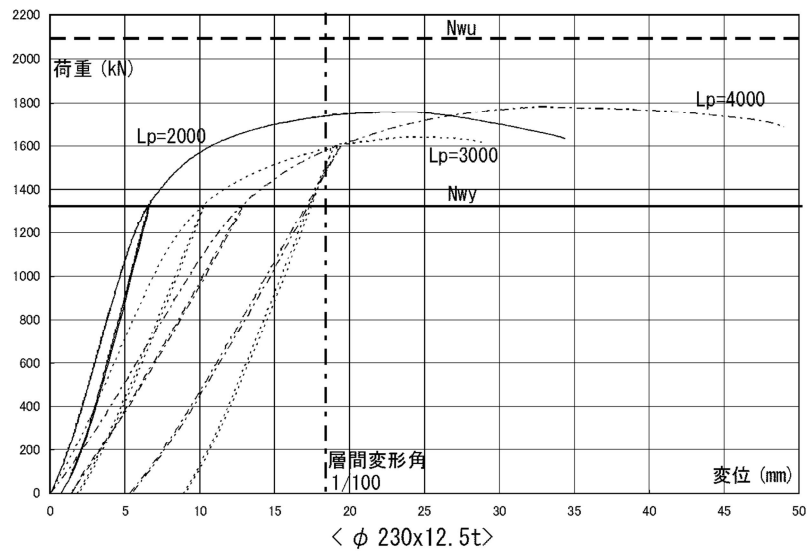


図 4-5 アルミ合金製ブレースの引張試験結果

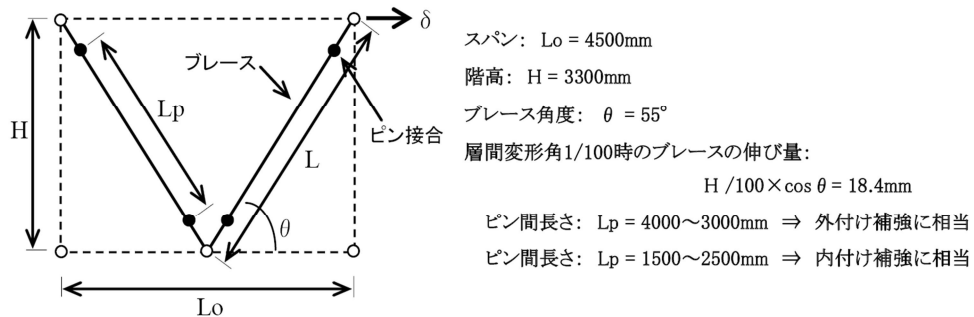


図 4-6 図 4-5 における層間変形角の算出の仮定

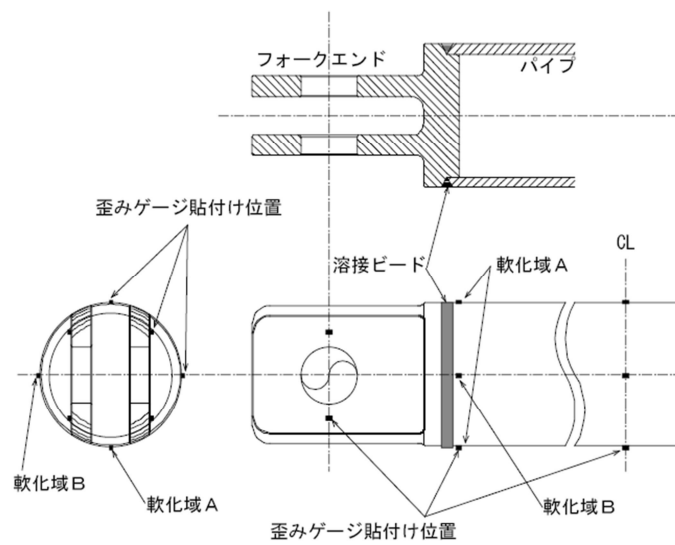


図 4-7 歪みゲージの貼付け位置

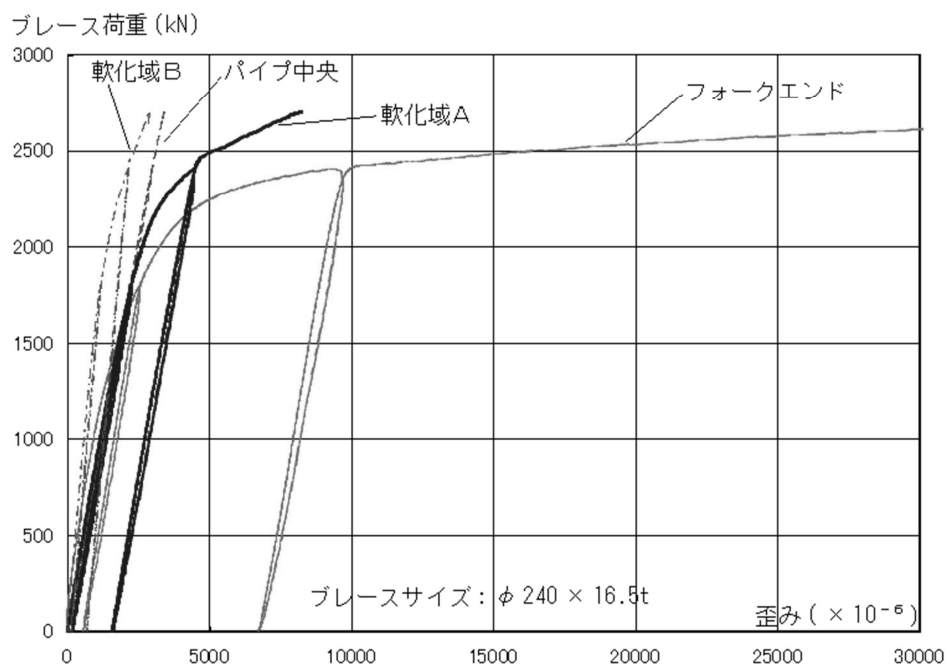


図 4-8 アルミ合金製ブレースの歪み進展状況

4.1.2 繰返し載荷実験

4.1.2.1 試験概要

試験体は、表 4-2、4-3 および図 4-9 に示すように、おおよそ 1/2 スケールのアルミ合金製のパイプブレースで、両端をピン接合し、座屈長さ（ピン間距離）を変えて実施した。アルミブレース主材の材質は、耐力が高く降伏比も高いアルミ合金 A7003-T5 を使用した。

また図 4-9 に示すように、両試験体とも、パイプ母材の両端はアルミ合金製のフォークエンド（A7003-T5）に MIG 溶接されている。

載荷状況を図 4-10 に示す。鋼製のフレームを門型に組み、その中にアルミブレース単材を鉛直に設置し、ブレース両端をアルミ製のピンにより鋼製の治具とピン接合した。荷重はロードセルにより、変位はピンの中心の変位を計測した。荷重の制御は、正負交番の繰返し軸力を漸増させた。

表 4-2 供試体の材質及び主要形状

| 供試体 NO | ブレース サイズ | ブレース 材質 | フォーク エンド材質 | ピン間距離 Lp | 細長比 λ (ランク) | 終局座屈 応力度 fcr |
|-----------|--|------------|---------------|-------------|------------------------|--------------------|
| A-1 | $\phi 100$ $\times 6.0t$ 径厚比 FB ランク | A7003-T5 | A7003-T5 | 1100mm | 33.0 (BB) | 177.5 |
| A-2 | | | | 1900mm | 57.1 (BC) | 141.3 |
| A-3 | | | | 2600mm | 78.1 (BC) | 109.6 |

径厚比・細長比のランクおよび fcr については、参考文献 3)による。

表 4-3 使用したアルミ合金の強度

| 材質 | 基準強度 | | | | 材料強度 | | |
|----------|---------------------------|----------------------------|----------------------------|-----------------------------|--|--|-----------|
| | 母材 | | 溶接部 | | 0.2%耐力 σ_y (N/mm ²) | 引張強さ σ_u (N/mm ²) | 伸び (%) |
| | F (N/mm ²) | Fu (N/mm ²) | Fw (N/mm ²) | Fwu (N/mm ²) | | | |
| A7003-T5 | 210 | 265 | 155 | 245 | 280 | 333 | 16.5 |

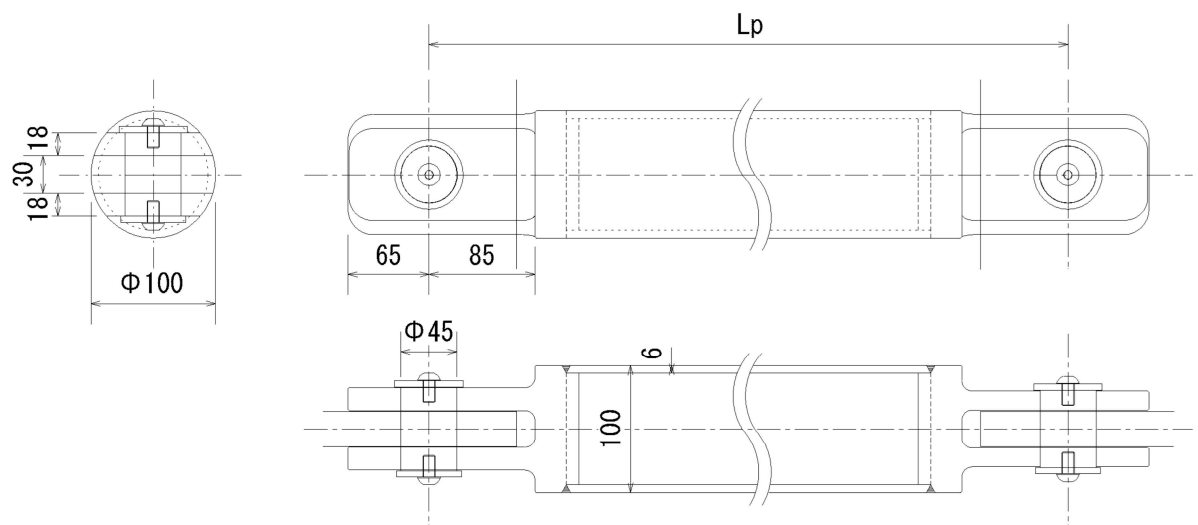


図 4-9 供試体 A-1～3 の形状 (B-1～3 も同様)



図 4-10 載荷状況 (供試体 A-3)

4.1.2.2 試験結果

実験結果（応力・歪み関係）を、図 4-11 に示す。図 4-12 に全体座屈の状況、図 4-13 にフオークエンド降伏および破断の状況を示す。

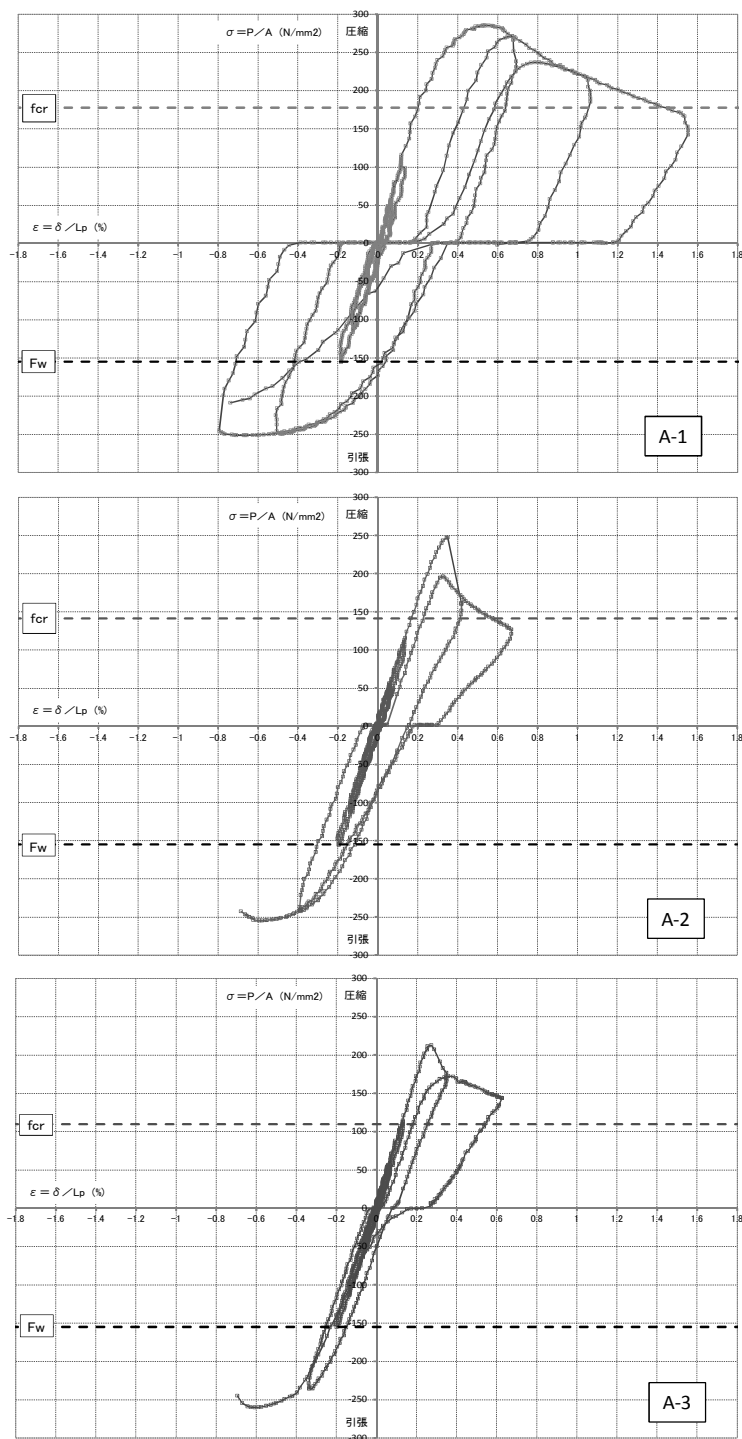
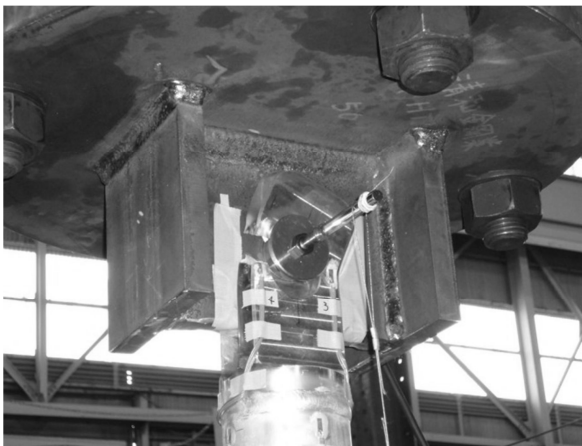


図 4-11 実験結果（応力・歪み関係）



図 4-12 全体座屈の状況（供試体 A-2）



フォークエンド破断



フォークエンド降伏

図 4-13 フォークエンドの降伏の状況（供試体 A1～3）

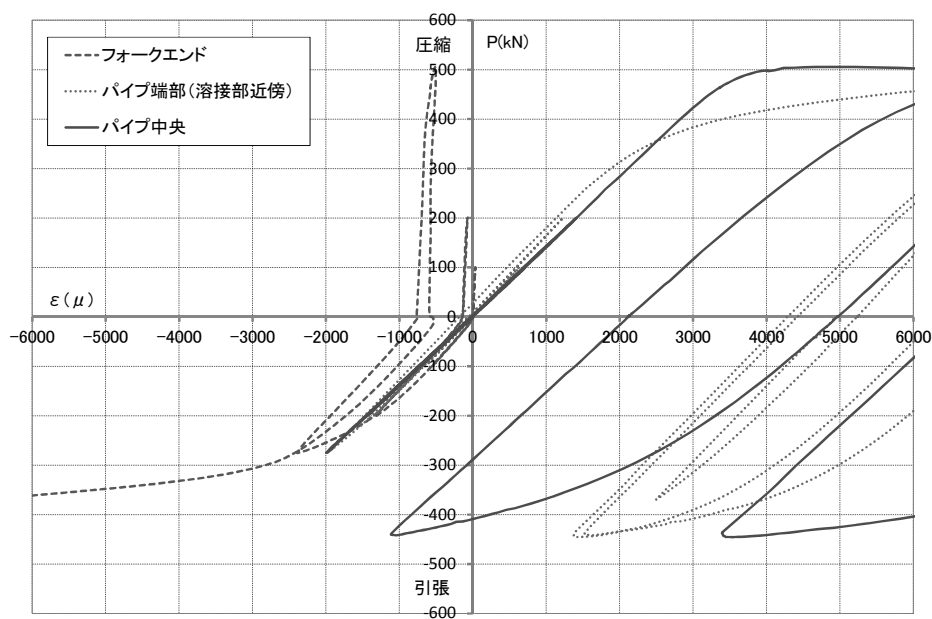


図 4-14 歪みの進展状況（供試体 A-1 荷重と歪みの関係）

図 4-11 に示すように、フォークエンドの降伏により、スリップ型の復元力特性となっていることがわかる。また、細長比が小さい方（BB ランク）が座屈後耐力の低下が少ないと言える。

図 4-14 に歪みの進展状況を示す。フォークエンドの降伏が溶接部（軟化域）の降伏に先行しているのがわかる。最終の破断箇所もフォークエンドで、ブレースの母材はほとんど降伏していない。

なお、全体座屈により、パイプ中央部にやや局部座屈が発生したが、歪み（凹み）は進展せず、引張り载荷時にもそこから亀裂等の発生は無かった。径厚比を、参考文献 3)における FB ランクとしており、2.3 節の試験よりも径厚比を小さく（厚肉に）したことによると考えられる。

4.1.3 フォークエンド先行降伏型接合部の設計法

接合部（フォークエンド）を先行して降伏させることにより、高耐力の材料（A7003-T5）使用したアルミブレースの変形性能を確保するための接合部の設計を式(4-2)に示す。

$$\alpha \cdot N_{wy} < N_{eu} < N_{wu} / \beta \quad \dots (4-2)$$

ここで

溶接部の破断強度： $N_{wu} = A \cdot F_{wu}$

フォークエンドの破断強度： $N_{eu} = A_e \cdot F_u$

安全率： $\alpha, \beta \geq 1.1$

A ：パイプ断面積

A_e ：フォークエンド有効断面積

式(4-2)は、部材の溶接部耐力 N_{wy} に対して接合部（フォークエンド）が十分な強度を有することを求めると共に、フォークエンドを先行して引張降伏させることにより溶接部を破断させないように考慮したものである。これにより、設計時の想定以上の軸力がブレースに作用した場合においても、溶接部の破断による脆性的な破壊は起こらず、このことは今回の実験において実証できた。なお、式(4-2)では α および β の値として、参考文献 3)の筋かい材の保有耐力接合における接合部係数の値以上としたが、アルミ合金の JIS 規格は下限値のみを定めたものがほとんどであり、また溶接部の強度もばらつきを生じやすいことから、部材の実体強度を考慮した適切な安全率 α および β を設ける必要がある。

また、アルミブレース 1 本あたりの塑性伸び量 δ は、両側のフォークエンドの塑性変形より、式(4-3)となる。実験においても、同式を満足できた。

$$\delta = 2 \cdot D \cdot \varepsilon \quad \dots (4-3)$$

ここで

塑性伸び量： δ

素材の伸び： ε

ピン径： D

4.2 母材降伏型アルミブレースの復元力特性の評価

本節では、鋼製のブレース設計で一般に行われる母材の降伏を担保した保有耐力接合のブレースを、アルミ製でも可能であることを示すことを目的とする。ブレース主材の材質は高靱性の材料（A5083-O）を使用し、前節実験の高耐力の材料（A7003-T5）との軸耐力および塑性変形性状の違い等を実験により明らかにする。また、座屈耐力および座屈後耐力の細長比による違いについても分析する。

4.2.1 繰返し载荷実験概要

高靱性の材料（A5083-O）を使用したアルミ合金製のパイプブレース単材に、軸力を正負交番繰返し载荷し復元力特性を把握する。

試験体は、表 4-4、4-5 および図 4-9 に示すように、おおよそ 1/2 スケールのアルミ合金製のパイプブレースで、両端をピン接合し、座屈長さ（ピン間距離）を変えて実施した。

また図 4-9 に示すように、パイプ母材（A5083-O）の両端はアルミ合金製のフォークエンド（A7003-T5）に MIG 溶接されている。

载荷状況は図 4-10 と同様である。鋼製のフレームを門型に組み、その中にアルミブレース単材を鉛直に設置し、ブレース両端をアルミ製のピンにより鋼製の治具とピン接合した。荷重はロードセルにより、変位はピンの中心の変位を計測した。荷重の制御は、正負交番の繰返し軸力を漸増させた。

表 4-4 供試体の材質及び主要形状

| 供試体 NO | ブレース サイズ | ブレース 材質 | フォーク エンド材質 | ピン間距離 Lp | 細長比 λ (ランク) | 終局座屈 応力度 fcr |
|-----------|--|------------|---------------|-------------|------------------------|--------------------|
| B-1 | $\phi 100$ $\times 6.0t$ 径厚比 FB ランク | A5083-O | A7003-T5 | 1100mm | 33.0 (BB) | 100.2 |
| B-2 | | | | 1900mm | 57.1 (BC) | 86.4 |
| B-3 | | | | 2600mm | 78.1 (BC) | 74.4 |

径厚比・細長比のランクおよび fcr については、参考文献 3)による。

表 4-5 使用したアルミ合金の強度

| 材質 | 基準強度 | | | | 材料強度 | | |
|----------|---------------------------|----------------------------|----------------------------|-----------------------------|--|--|-----------|
| | 母材 | | 溶接部 | | 0.2%耐力 σ_y (N/mm ²) | 引張強さ σ_u (N/mm ²) | 伸び (%) |
| | F (N/mm ²) | Fu (N/mm ²) | Fw (N/mm ²) | Fwu (N/mm ²) | | | |
| A7003-T5 | 210 | 265 | 155 | 245 | 280 | 333 | 16.5 |
| A5083-O | 110 | 275 | 110 | 265 | 135 | 311 | 26.6 |

4.2.2 実験結果と考察

実験結果（応力・歪み関係）を図 4-15 に示す。図 4-16 に全体座屈の状況を示す。

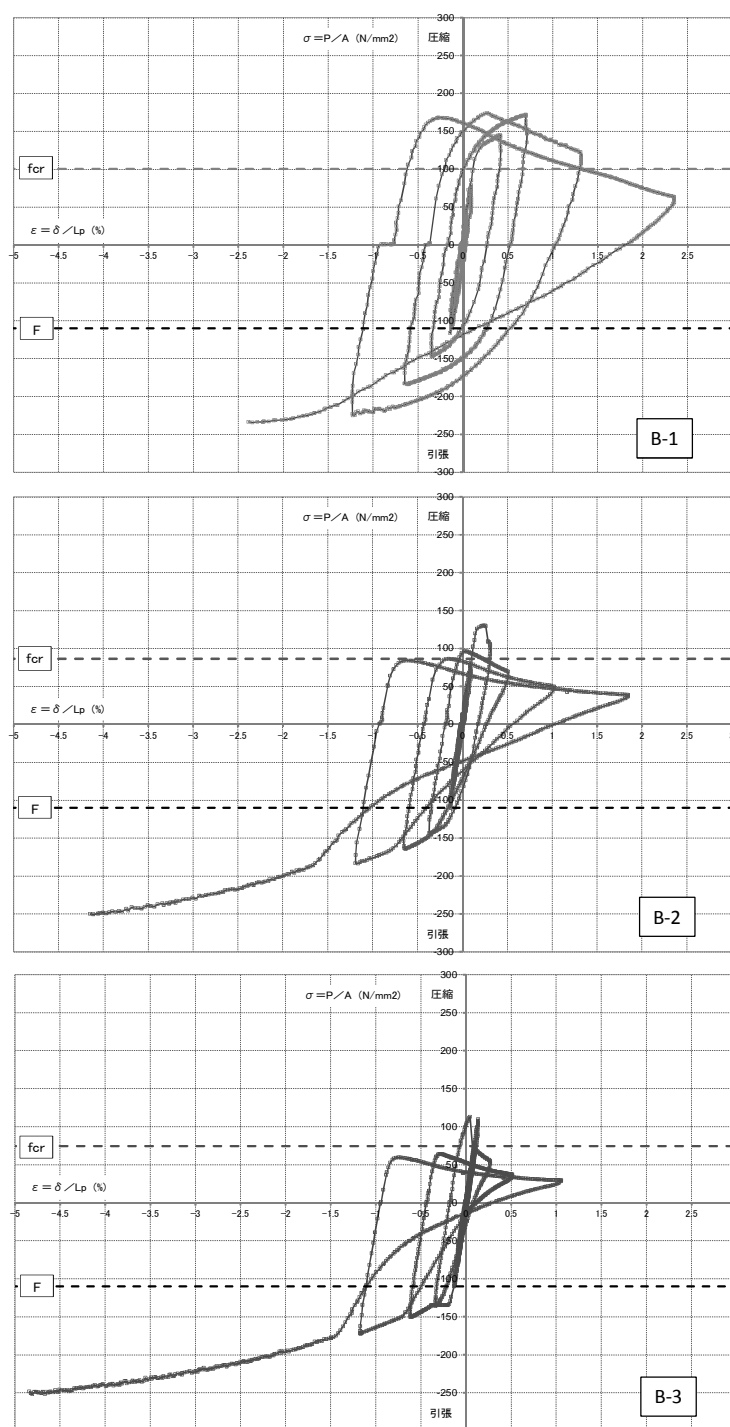


図 4-15 実験結果（応力・歪み関係）

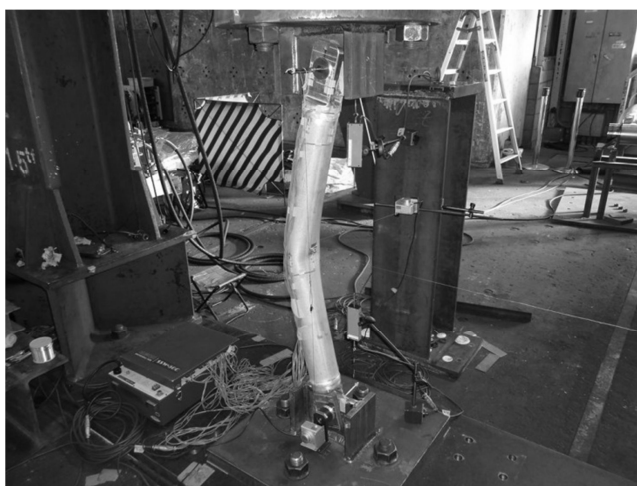


図 4-16 全体座屈の状況（供試体 B-1）

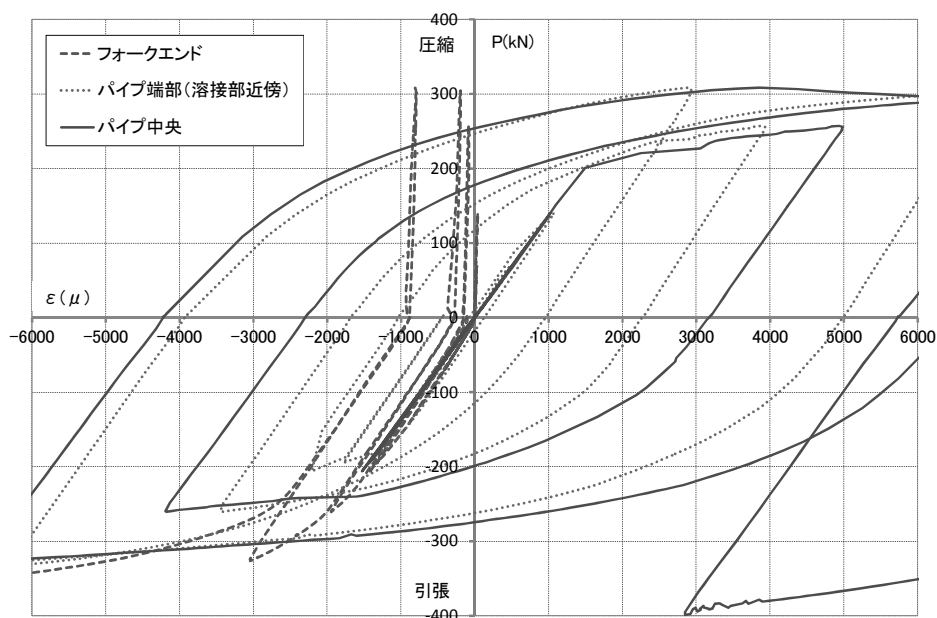


図 4-17 歪みの進展状況（供試体 B-1 荷重と歪みの関係）

図 4-15 に示すように、細長比が小さい方（BB ランク）が座屈後耐力の低下が少なく安定した復元力特性を示しているのがわかる。

また、図 4-17 に歪みの進展状況を示す。供試体 B について、母材および溶接部が先行して降伏し、ついでフォークエンドが降伏し、最終的には、フォークエンドが破断した。

なお、全体座屈により、パイプ中央部にやや局部座屈が発生しているが、歪み（凹み）は進展せず、前節の実験と同様引張力载荷時にも亀裂等の発生は無かった。

4.3 座屈補剛型アルミブレースの復元力特性の評価

前節の供試体Bは母材（ブレース主材）が降伏する保有耐力接合されたアルミブレースであるが、本節ではそのアルミ管の中に鋼管を内蔵させた座屈補剛ブレースについて、正負交番の繰返し軸力を載荷し（図 4-18）、その復元力特性を実験により分析した。



図 4-18 載荷状況

4.3.1 繰返し载荷実験概要

試験体は、アルミ部分については前節の供試体Bと形状・材質ともに同様の3種類であり（表 4-6）、座屈拘束管として、図 4-19 に示すようにアルミ管よりひとまわり小さい鋼管を内蔵したものである。なお本供試体は、鋼管は両端のセッティングプレート（図 4-19）により初期に位置決めされているが、セッティングプレートは载荷後に曲げ降伏変形することにより、拘束管はブレース全体の座屈による曲げ変形にのみに抵抗し、軸力はほとんど伝達しない機構とすることを意図している。また、拘束管とアルミ管の間の隙間は片側で設計寸法 1.5mm（両側で 3.0mm）であり、隙間保持材や特別な潤滑処理等は本実験では行っていない。荷重の载荷方法については、前節の実験と同様であり、正負交番の繰返し軸力を漸増させた。

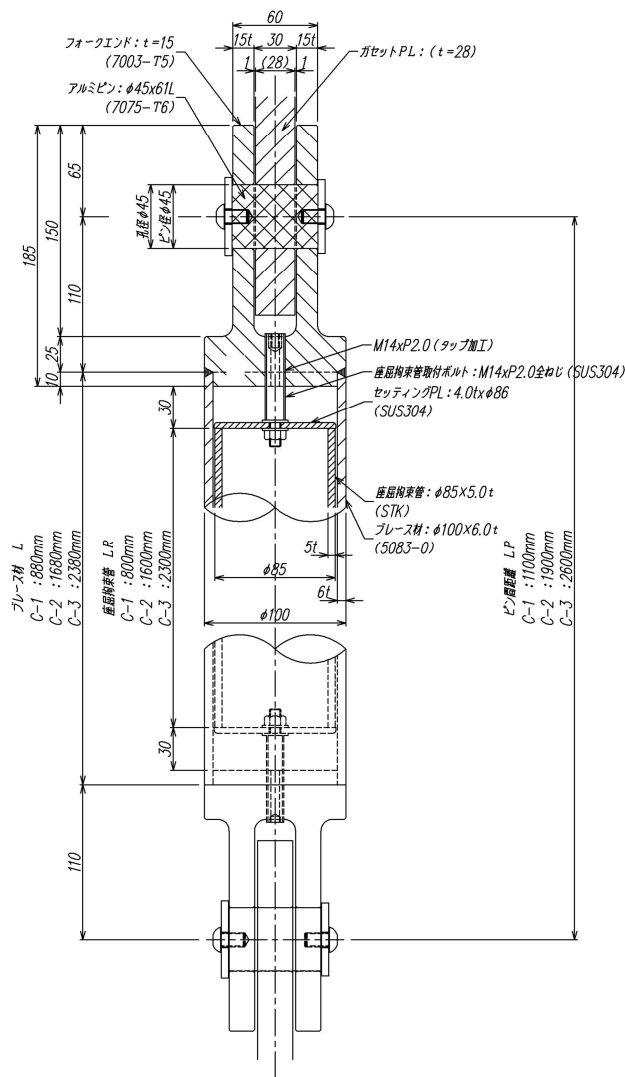


図 4-19 供試体 C（座屈補剛ブレース）の形状

表 4-6 供試体の材質及び主要形状

| 供試体 NO | ブレース サイズ | ブレース 材質 | フォーク エンド材質 | ピン間距離 Lp | 座屈 拘束管 | 拘束力指標 Pe／Py |
|-----------|--------------------------------------|------------|---------------|-------------|---------------------------|----------------|
| C-1 | φ 100 × 6.0t 径厚比 FB ランク | A5083-O | A7003-T5 | 1100mm | STK-400 φ 85 × 5.0t | 8.17 |
| C-2 | | | | 1900mm | | 2.74 |
| C-3 | | | | 2600mm | | 1.46 |

径厚比のランクについては、参考文献 3)による。

$Py = A \cdot \sigma_y$: ブレース材の降伏荷重

$Pe = \pi^2 EI / L_p^2$: 拘束材のオイラー座屈荷重（座屈長さはピン間距離とした。）

表 4-7 使用したアルミ合金および鋼材の強度

| 材質 | 基準強度 | | | | 材料強度 | | |
|----------|---------------------------|----------------------------|----------------------------|-----------------------------|--|--|-----------|
| | 母材 | | 溶接部 | | 0.2%耐力 σ_y (N/mm ²) | 引張強さ σ_u (N/mm ²) | 伸び (%) |
| | F (N/mm ²) | Fu (N/mm ²) | Fw (N/mm ²) | Fwu (N/mm ²) | | | |
| A7003-T5 | 210 | 265 | 155 | 245 | 280 | 333 | 16.5 |
| A5083-O | 110 | 275 | 110 | 265 | 135 | 311 | 26.6 |
| STK400 | 235 | — | 400 | — | 440 | 539 | 32 |

表 4-6 に座屈拘束力に関する指標を示す。参考文献 24)によれば、この指標が大きいほど累積塑性歪エネルギーが大きくなり、座屈補剛ブレースとしての性能が高いことになる。二重鋼管ブレース²¹⁾や座屈拘束ブレース²⁴⁾において、通常、座屈拘束材は芯材（軸力材）の外周部に配置する。オイラー座屈の式からいってもその方が座屈補剛の効率が良いからである。しかし本論の座屈補剛ブレースの場合、軸力材にアルミ、拘束材に鋼を使用し、両材料でヤング係数に 3 倍の差があることで、拘束管（鋼）を軸力管（アルミ）の内側に配し、また拘束管の断面積が軸力管の断面積より小さくなったとしても、座屈補剛ブレースとしての設計的要件³⁹⁾を満たすことができる。

また本論の座屈補剛ブレースは、外観上は通常のブレースと変わりなく、耐食性の良いアルミを外側に配することで美観や耐久性のメリットも大きい。なお、異種金属（アルミと鋼）の接触による電食（図 4-33 参照）の懸念もあるが、電食の発生要件である水分と電解質がブレース内部に侵入することをシール等で防ぐことで電食の発生を防止することができる。

4.3.2 実験結果と考察

座屈補剛型アルミブレースの実験結果（応力・歪み関係）を、図 4-20 に示す。図 4-21 に座屈の状況、図 4-22 に試験後の内蔵鋼管およびセッティングプレートの状況を示す。

最終的な破壊性状は、図 4-21 に示すように C-1 試験体については局部座屈、C-2,3 試験体については全体座屈により最大耐力が決まった。

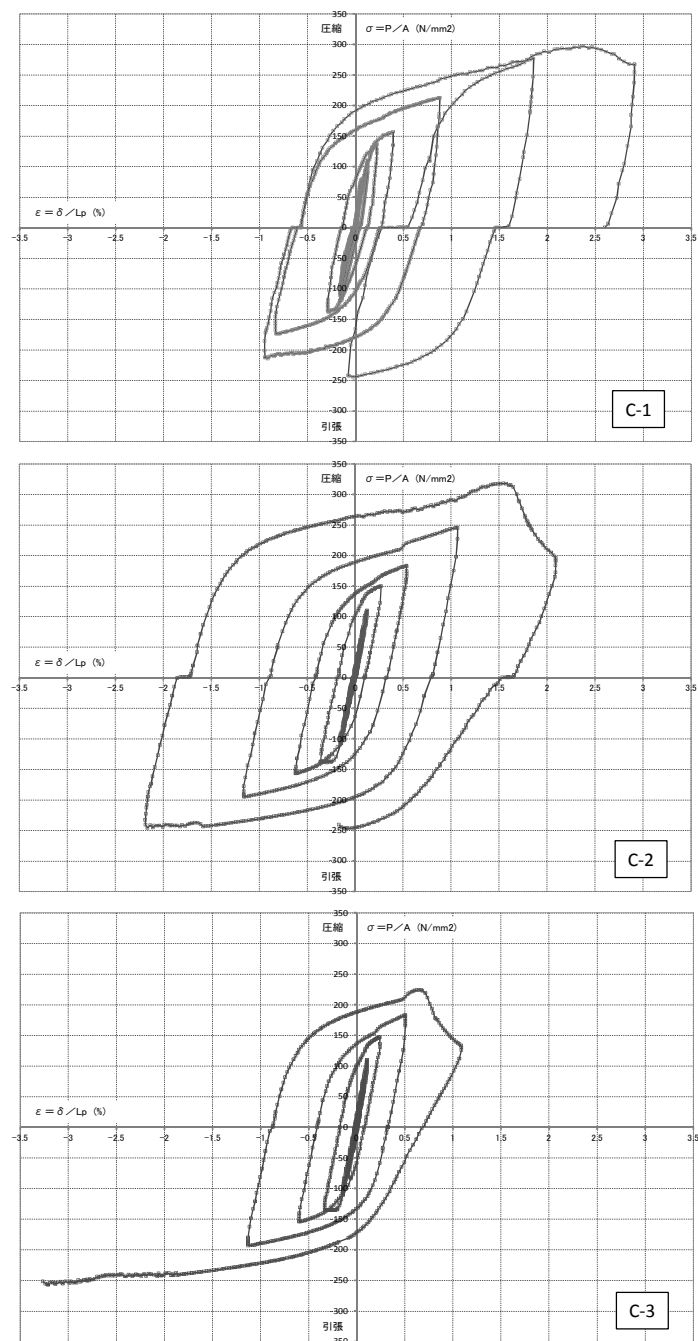
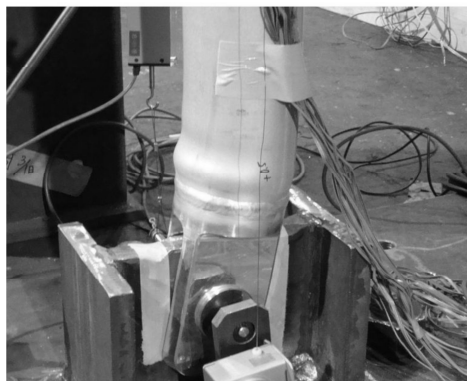


図 4-20 実験結果（応力・歪み関係）



局部座屈（供試体 C-1）

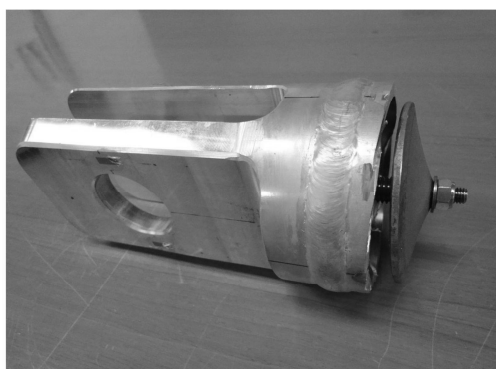


全体座屈（供試体 C-3）

図 4-21 座屈の状況



試験後のアルミ管と鋼管



試験後のセッティングプレート

図 4-22 試験後のセッティングプレートおよび内蔵鋼管の状況（アルミ管を端部で切断）

荷重変位関係は、座屈拘束管により、全体座屈が補剛され、細長比に関わらず、供試体 C-1～3 で同様の紡錘形の復元力特性を示した。最終の破壊形態（最大圧縮荷重）は、図 4-21 に示すように、供試体 C-1 については端部のチョウチン座屈（象の足座屈）が発生し、C-1,2 試験体については内部の鋼管とともに全体座屈した。

なお、試験後のセッティングプレートは、図 4-22 に示すように板の曲げ降伏による変形が起り、設計の意図通りの機構とできた。内部の鋼管については、実験結果より全体座屈を補剛する効果を発揮できたが、C-1,2 試験体については最終的には全体座屈が発生しており、鋼管とアルミ管の摩擦の影響による軸力の伝達の有無等、鋼管の座屈補剛の効果に関する分析が必要である。

4.4 アルミブレースの耐震補強への適用方法と課題

本節では、アルミ合金を用いた K 型ブレースやトラス壁構造を、社会的要求の高い既存建築物の耐震補強分野に適用する場合を念頭に、既存 RC 躯体との接合方法、K 型アルミブレースとしての挙動や課題等について述べる。

4.4.1 アルミブレースと鋼製ブレースの挙動の比較

2.1 節で述べたようにアルミ材のヤング係数は鋼材の約 1/3 である。このことにより、両者でブレースが降伏する変形角が異なる。終局座屈応力度を λ の関数 $f_{cr}(\lambda)$ とし、層間変形角を R とすれば、後述する式(4-8)により、ブレースが座屈する層間変形角はブレースの角度 θ とヤング係数 E を用いて定まり、式(4-4)となる。

$$R = \frac{f_{cr}(\lambda)}{E \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta} \quad \dots (4-4)$$

図 4-23 に、アルミブレースが座屈する時の、ブレースの材質、角度 θ 、細長比 λ と層間変形角 R の関係を示す。なお、座屈応力度は、参考文献 2) に示される終局座屈応力度の式により、またブレースの座屈長さは架構の芯間距離（図 4-26 の L ）とした。

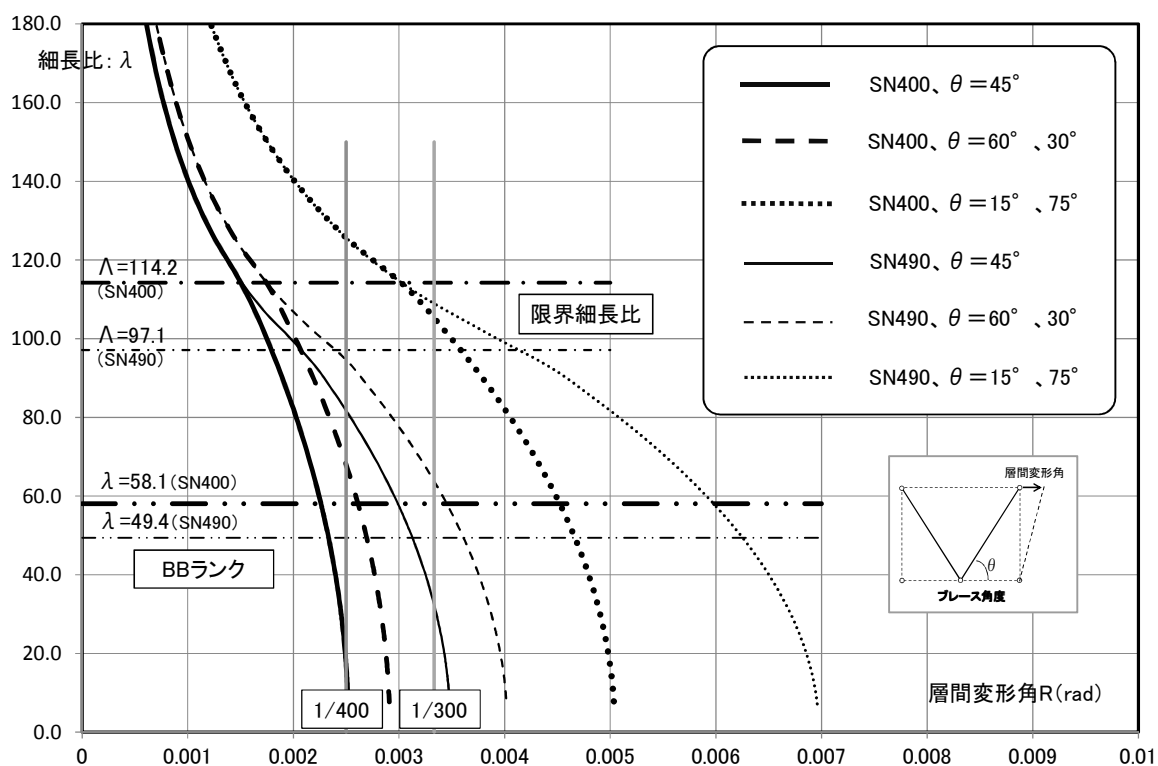
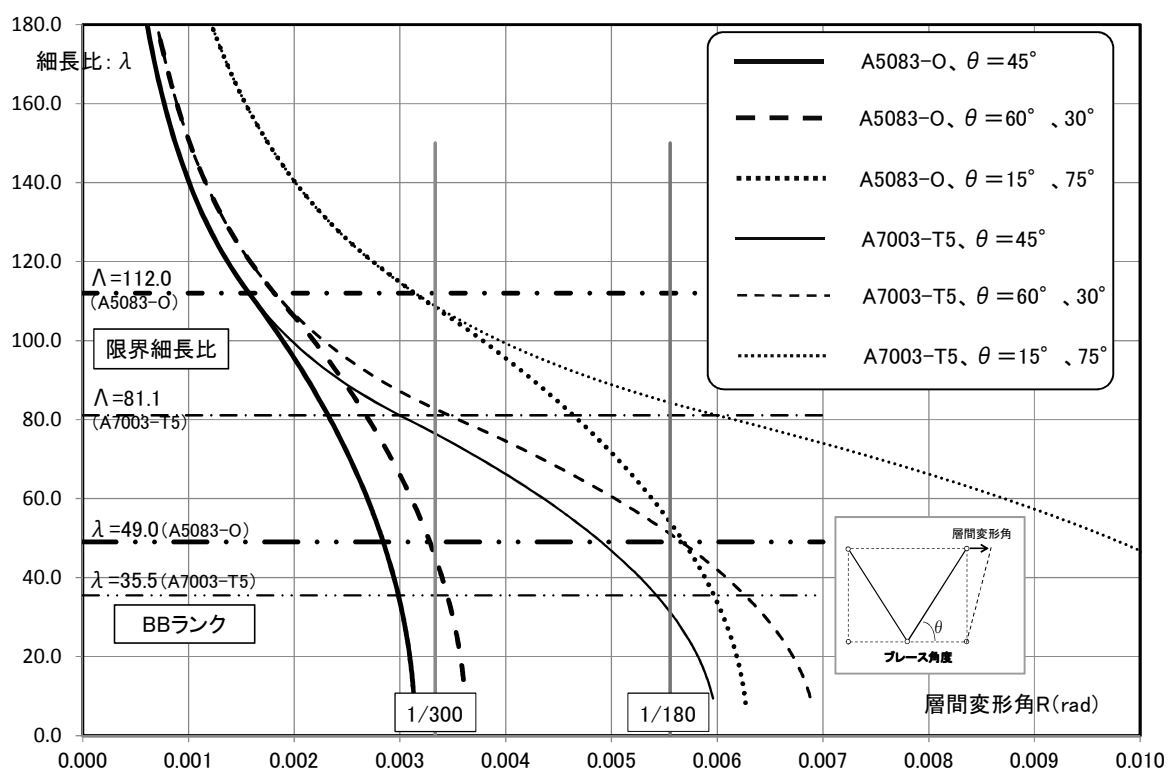
また、同様の検討を鋼製のブレースについても行った（図 4-24）。終局座屈応力度は参考文献 40) に示される式によった。

なお、終局座屈応力度の算出において、鋼製ブレースについては基準強度 F の 1.1 倍とし、アルミブレースについては参考文献 3) により割増は行っていない。

また、限界細長比 Λ 、ブレースを BB ランクとする場合の細長比 λ の上限も図 4-23、24 に記載した。ブレースの構造ランクを BB ランクとし、ブレース角度を $30 \sim 60^\circ$ の範囲に限定すると、ブレースが座屈するおおよその層間変形角 R が定まる（図 4-23、24）。

また、式(4-4)において、オイラー座屈応力度の式より $f_{cr}(\lambda) = \frac{\pi \cdot E}{\lambda^2}$ とおけば、式(4-4)となる。細長比 λ が限界細長比 Λ 以上はオイラー座屈の領域であり、材料強度やヤング係数による差が無いのがわかる。

$$R = \frac{\pi}{\lambda^2 \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta} \quad \dots (4-4')$$



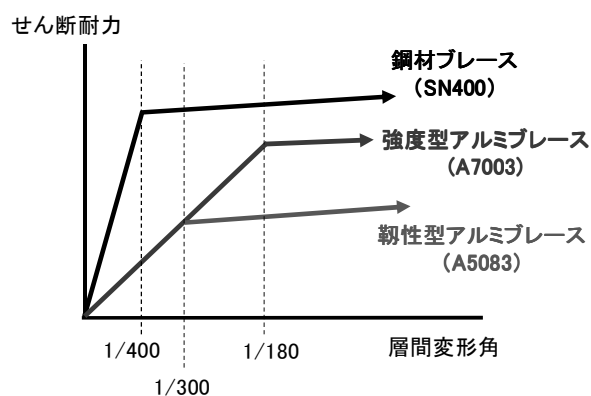


図 4-25 K 型ブレース構造の材種毎の荷重変位関係のイメージ

図 4-25 に K 型ブレース構造の材種毎の荷重変位関係のイメージを示す。一次設計の目安となる層間変形角 $1/200$ 程度では、強度型のアルミブレース (A7003-T5) は降伏せず、弾性設計とすることが可能となる。また、靱性型のアルミブレース (A5083-O) を用いることで、エネルギー吸収能力に期待した設計とすることも可能となる場合がある。アルミブレースを耐震補強に使用する場合を想定すれば、補強建物の性状（靱性能等）に合わせたブレースを選択することが重要である。

4.4.2 K 型アルミブレース構造としての挙動の分析

ここでは、アルミブレースをK型の補強ブレースとして使用した場合のせん断耐力および降伏後の挙動について、以下にまとめる。

アルミブレースをK型に設置した場合を想定し（図 4-26）、ブレース構面のせん断耐力の算定式等を下記にまとめる。

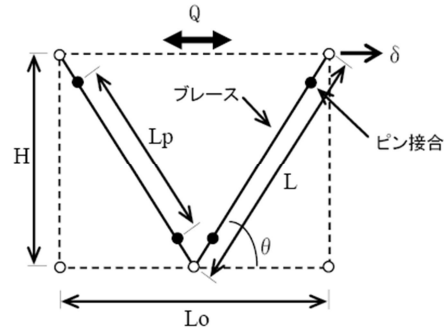


図 4-26 K 型ブレース構造

アルミブレースの終局軸耐力：

$$N_c = \min(N_{cr}, N_{wy}) \quad \dots (4-5)$$

$$N_{cr} = A \cdot f_{cr}$$

$$N_{wy} = A \cdot F_w$$

f_{cr} ：終局座屈応力度（ L_p より算定）

K型アルミブレース構面のせん断耐力：

$\delta_s < \delta_u$ の場合

$$Q_u' = 2 \cdot N_c \cdot \cos \theta \cdot \delta_s / \delta_u \quad \dots (4-6)$$

$\delta_s \geq \delta_u$ の場合

$$Q_u = 2 \cdot N_c \cdot \cos \theta \quad \dots (4-7)$$

δ_s ：設計変位（変形角）

δ_u ：終局耐力時変位（変形角）

$$\delta_u = \frac{N_c \cdot L}{E \cdot A \cdot \cos \theta} \quad \dots (4-8)$$

E ：アルミのヤング係数

弾性挙動時のブレース応力 σ と水平変位 δ の関係：

$$\sigma = \delta \cdot \cos \theta \cdot E / L \quad \dots (4-9)$$

構面のせん断剛性： $K = Q_u / \delta_u \quad \dots (4-10)$

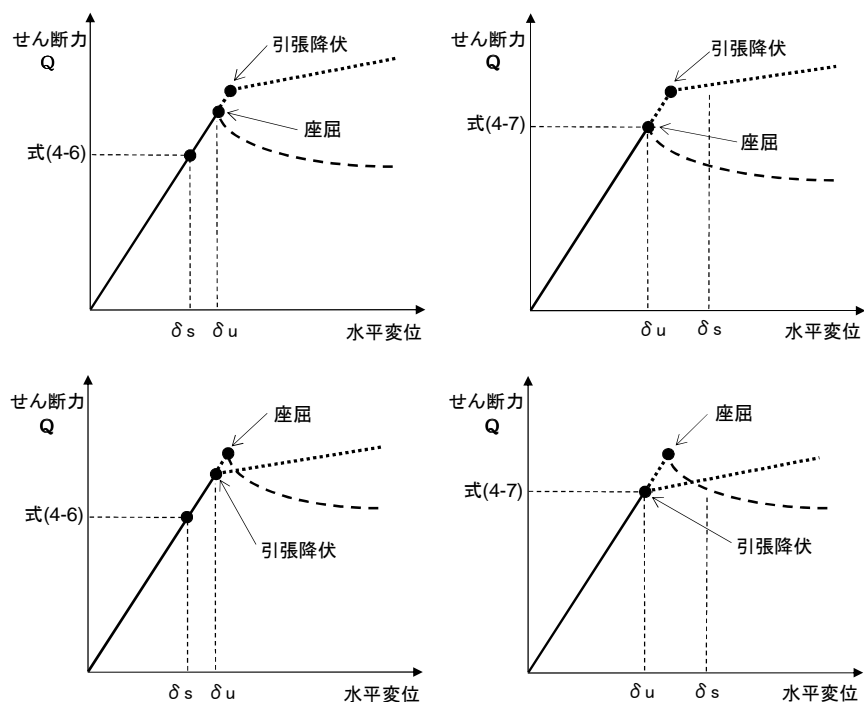


図 4-27 K 型アルミブレース構造の弾塑性挙動

図 4-27 に、アルミブレース構面のせん断力に対する破壊形式のパターンをまとめた。強度型のアルミブレースにおいて、溶接部が軟化し、細長比 λ が小さい場合において、座屈耐力が溶接部耐力を上回る ($f_{cr} > F_w$) 場合があることを考慮したものである。

また、前節で示したように強度型のアルミブレースとした場合、層間変形角 $1/180$ 程度でアルミブレースは降伏することとなる。強度型（層間変形角 $1/200$ 以下）の設計とする場合には、ヤング係数の違いにより鉄骨ブレースとは異なりアルミブレースには座屈も引張降伏も発生しない場合がある。そのため式(4-6)で示すように層間変形角でせん断耐力を割り戻す必要が生ずる。

また、アルミブレース構面の弾性挙動時のせん断剛性を式(4-10)に示す。

アルミブレース補強構面の等価 RC 壁厚 t を式(4-11)に示す。アルミブレースの等価 RC 壁厚 t は鉄骨ブレースに比べて薄くなり（おおよそ 1/2 程度）、補強建物の偏心率に与える影響は鋼製と比べて一般に小さいと言える。

$$\text{等価 RC 壁厚 : } t = \frac{\kappa \cdot H \cdot K}{G \cdot L_o} \quad \cdot \cdot \cdot (4-11)$$

G : コンクリートのせん断弾性係数

κ : 形状係数

アルミブレースが RC 躯体に取付けされた場合（つまり両端固定の場合）におけるアルミとコンクリートの線膨張係数の違いにより発生する温度応力は、ある温度変化 ΔT を考えた場合、式(4-12)で計算できる。アルミ合金は鋼材の約 2 倍の線膨張係数であるが、ヤング係数が鋼材の約 1/3 であるため、例えば直射日光等によりブレースが RC 躯体に比して温度上昇 ΔT した場合を想定すれば、ブレースに発生する内部応力は鋼製に比して必ずしも大きくなるわけではない。

アルミブレースに発生する温度応力 :

$$\sigma = E \cdot \varepsilon = E \cdot (\gamma_a - \gamma_s) \cdot \Delta T \quad \cdot \cdot \cdot (4-12)$$

γ_a : アルミ合金の線膨張係数(=0.000024/°C)

γ_s : 鋼、コンクリートの線膨張係数(=0.000012/°C)

ΔT : 温度変化

4.4.3 アルミブレースの既存 RC 躯体との接合方法および腐食対策

4.4.3.1 アルミブレースを用いた耐震補強工法

アルミブレースやアルミトラスによる補強方法に関する研究・開発は、参考文献 38)の SNE トラス耐震補強工法(アルミニウム合金製システムトラスを用いた既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震補強工法)、参考文献 41)の TSK アルミブレース耐震補強工法(アルミニウム合金製ブレース材を用いた既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震補強工法)がある。これらの中で、既存 RC 躯体との耐力の累加方法としては、層間変形角を基にそれぞれのせん断耐力を算出し、単純累加することとしており、参考文献 42)で示される鉄骨ブレースのものと基本的には同様であるが、4.4.2 節で述べたように、強度型の補強とする場合にはアルミブレースは弾性範囲であることを考慮し、式(4-6)で示されるようにブレース耐力を層間変形角を基に低減している。

既存 RC 躯体とアルミ構造との接合方法等に関しては、アルミスタッドに関する研究⁴³⁾、PC 鋼棒とアルミ耐圧板による圧着に関する研究⁴⁴⁾があり、参考文献 41)の工法ですでに実用化されている。また、参考文献 45)46)で、内付タイプのアルミブレースに関する実験が行われており、アルミスタッドと接着系アンカーをモルタルを介して接合した場合の耐力の伝達、既存 RC 躯体とアルミブレースのせん断耐力の単純累加について確認されている。

図 4-28～30 に、既存 RC 躯体の外側にアルミブレース補強枠を取り付けした場合の納まりおよび施工例を示す⁴¹⁾。アルミ部材の高耐食性や、軽量性(施工性および付加重量低減)が評価され、徐々に施工実績増えてきている。

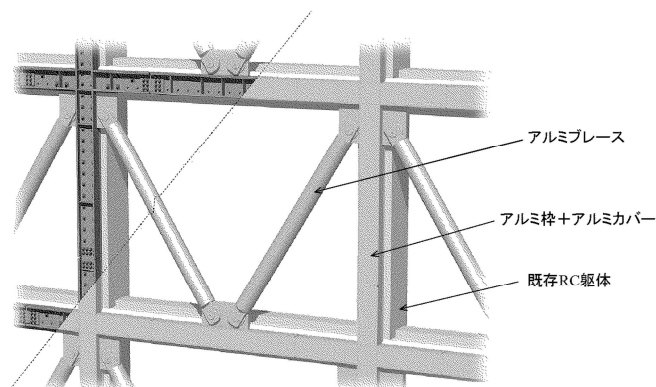


外付け枠付きタイプ

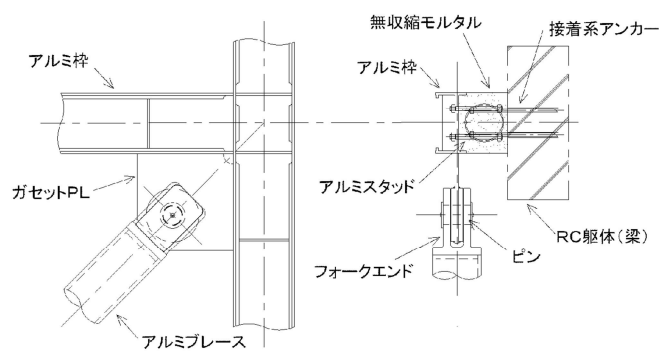


外付け圧着タイプ

図 4-28 K 型アルミブレースの施工例



〈姿図〉



〈接合部納まり例〉

図 4-29 K 型アルミブレースの納まりの例（外付け枠付きタイプ）^{4 1)}

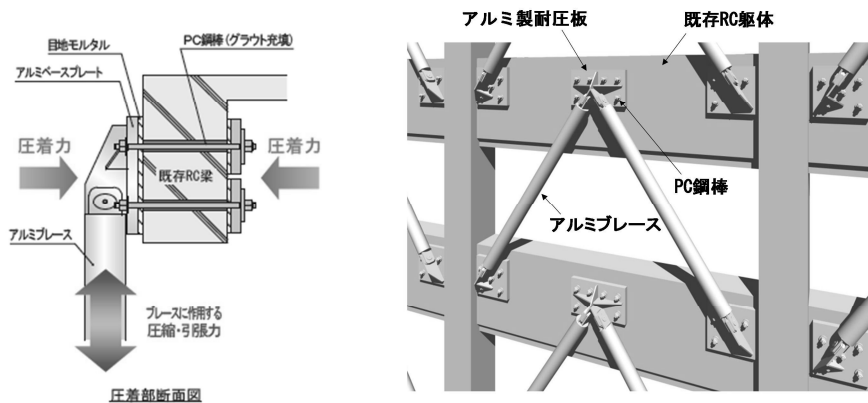


図 4-30 K 型アルミブレースの納まりの例（外付け圧着タイプ）^{4 1)}

4.4.3.2 アルミ合金の耐食性と腐食対策

アルミブレースを耐震補強に適用した場合の耐食性および腐食対策について以下に概説する。

アルミ合金は非常に活性な金属であり、空気中の酸素と結びつくことで銀白色の酸化被膜に直ぐに覆われるため、乾燥した空気中では安定している。この酸化被膜を、化学的に生成させたものがアルマイト（陽極酸化被膜）処理であり、さらにその多孔性の表面に合成樹脂で塗装したものが陽極酸化複合被膜と呼ばれ、アルミサッシ等で身近な存在である。このためアルミは耐食性の良い合金として知られ、腐食対策については重視されない傾向にあるが、ある一定の環境においては腐食が発生し得る。以下に、腐食が発生する条件およびその対策について述べる。

アルミは酸やアルカリに対して溶解する両性金属である（図 4-31）。下記に、未硬化のモルタル中におけるアルミの化学反応式を示す^{4 4)}。未硬化のモルタルは PH12 以上の強アルカリであり、アルミの表面状態にもよるが特に酸化被膜が薄い機械加工面等では容易に溶解し水素が発生する（図 4-32）。かつて、コンクリートの膨張材（無収縮材）としてアルミの粉末が使われていたことがあるが、この反応を利用したものである。また、モルタルの固化促進剤である塩化カルシウム（塩化物）はこの反応を促進する^{1 0)} ため、アルミ材と接する箇所においては使用を抑える必要がある。

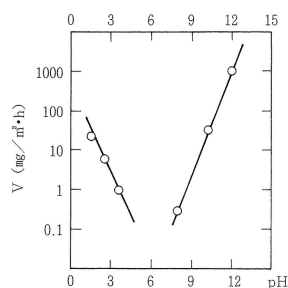


図 4-31 アルミニウムの溶解速度に及ぼす pH の影響^{1 0)}

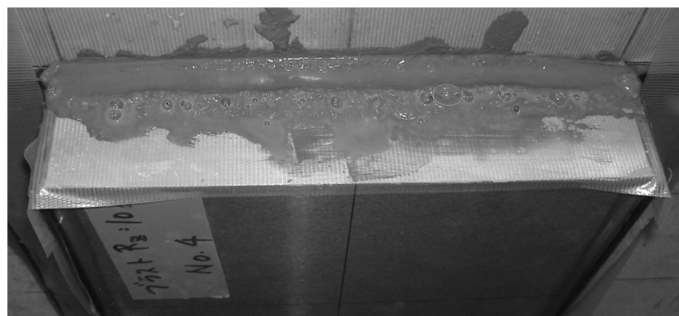


図 4-32 アルミ合金素地（ブラスト面）と硬化前のモルタルの反応（水素発生）

これらの理由により、アルミ構造の基礎等でモルタルやコンクリートと接する場合には、アルミ材の表面にアルマイト処理や合成樹脂塗装等が一般に施される。アルミ合金の長期耐久性に関する調査は国内におけるアルミ構造物の歴史が浅くあまり無いが、参考文献 47)で照明柱に関するものがある。それによると、クリア塗装程度の表面処理でも母材の自然酸化被膜により、溶融亜鉛メッキ鋼製のものに比してはるかに高い耐久性（50 年超）が実証されている。合成樹脂塗装は長期的に見た場合、塗膜そのものの耐久性に問題はあるが、モルタル硬化後において雨水等で析出する低アルカリ程度では、環境にもよるがアルミ合金自身の耐食性で腐食は進まず、特に海岸近く（塩害地域）においてその差は歴然としている。

また、アルミ構造物の施工を考えた場合、基礎等のアンカー部で鋼材と完全に絶縁することは実際には難しく、その電位差による電食（異種金属接触腐食）の発生する可能性がある。アルミは電気化学的には卑な金属であり、より貴な金属と接触することにより、アルミニウムが腐食することがある。この異種金属の接触によって起こる腐食は、ガルバニック腐食とも呼ばれ、ほとんどの金属はアルミニウムよりも貴な金属であることから（表 4-8）、アルミニウムの使用に際しては特に注意が必要である。図 4-33 にガルバニック腐食の概念図を示す。この図が示すように、電位の貴な金属（Fe）から電位の卑な金属（Al）に向って電流が流れる。また、電子はその逆方向に移動する。この時、アルミニウムの表面では、腐食反応（ $\text{Al} \rightarrow \text{Al}^{3+} + 3\text{e}^-$ ）が起こる。

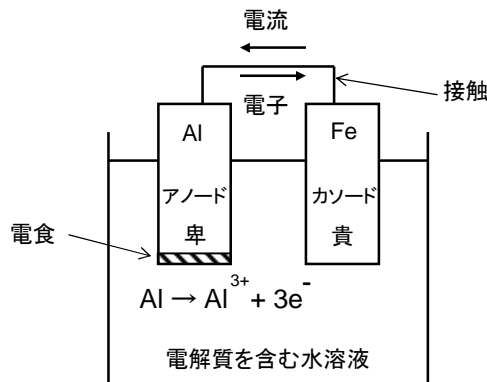


図 4-33 異種金属接触（ガルバニック）腐食の概念図⁴⁸⁾

表 4-8 各種金属の流動海水中における自然電位^{4 8)}

| 卑 ↑ ↓ 貴 | 金属 | 自然電位 (-VvsSCE) | 金属 | 自然電位 (-VvsSCE) |
|--|--------------|-------------------|--------------|-------------------|
| | マグネシウム | 1.60 | 黄銅 | 0.36 |
| | 亜鉛 | 1.03 | 銅 | 0.36 |
| | A1100, A3003 | 0.79 | SUS430 (不働体) | 0.22 |
| | A6061 | 0.76 | ニッケル | 0.20 |
| | A5052 | 0.74 | SUS316 (活性) | 0.18 |
| | 铸鋼・炭素鋼 | 0.61 | SUS410 (不働体) | 0.15 |
| | SUS430 (活性) | 0.57 | チタン | 0.15 |
| | SUS304 (活性) | 0.53 | SUS304 (不働体) | 0.08 |
| | SUS410 (活性) | 0.52 | SUS316 (不働体) | 0.08 |

図 4-34 に沖縄（塩害地域）におけるアルミ・鋼材間の異種金属接触腐食の暴露試験結果を示す。アルミよりも電気化学的に卑な金属（亜鉛等）を用いる犠牲防食効果の有効性がわかる。鋼製のアンカーボルト等、アルミ構造部材と接する箇所で絶縁処理等不可能な場合には、鋼材側に溶融亜鉛めっき等を施す犠牲防食処理がその対策として行われている。

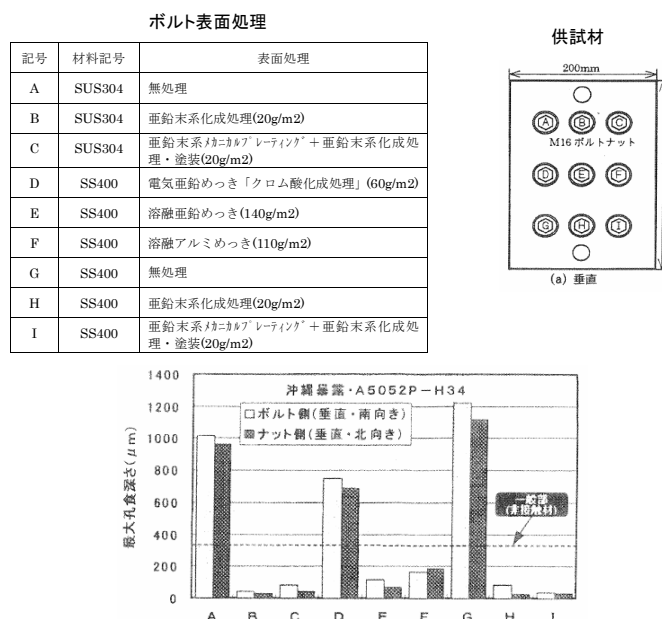


図 4-34 異種金属接触腐食試験 アルミニウム材の最大孔食深さ結果^{4 9)}

モルタル（コンクリート）のアルカリに対するアルミ合金の防食対策および電食（異種金属間接触腐食）に関しては、適切な防食対策を施すことで腐食は発生せず、補強部材としてメンテナンスフリーとすることが可能となる。

4.5 まとめ

本章では、アルミ合金製ブレースを対象として、実験によりその耐荷力および変形性能を明らかにするとともに、ブレース主材の材質や細長比の違い等による復元力特性の違いについて評価・分析した。また、内蔵鋼管を座屈拘束材としたアルミ合金製の座屈補剛ブレースについて提案し、実験による分析も行った。

また、K型アルミブレース構造とした場合のせん断耐力、荷重変位関係、および耐震補強分野での適用可能性についても論じた。本章において得られた知見及び確認できた事項について、下記に要約する。

- (1) A5083-O を母材に使用したブレースは、耐力は低い、母材の降伏により大きな塑性変形能力が得られ、鋼製のブレースと同様な保有耐力接合のブレースとすることができる。
- (2) A7003-T5 を母材に使用したブレースは、耐力が高く、またヤング係数が低いため、層間変形角 $1/200$ を超える程度までブレースが弾性を保つ設計とすることができる。その後は、フォークエンドを先行降伏させることで、脆性的な破壊性状である溶接部破断が起きない一定の変形能力を有するブレースとすることができる。なお、フォークエンドの降伏後はスリップ型の復元力特性へと移行する。
- (3) A5083-O 、A7003-T5 の両試験体とも、細長比が小さい方 (BB ランク) が、座屈後耐力の低下が少なく、安定した履歴特性となった。細長比・径厚比を制限することで、安定した復元力特性が得られる。
- (4) アルミブレースに鋼管を座屈拘束材として内蔵させることで、アルミブレースにおいても座屈補剛ブレースの設計が可能であることが実験により確認できた。
- (5) 溶接部強度が弱点となりやすいアルミ溶接構造において、合金の種類によっては、母材に対して保有耐力接合とすることは必ずしも安全側の設計ではなく、溶接部強度に対して接合部を設計 (式(4-2)) する方がより部材全体としての変形能力を確保できる場合がある。
- (6) ブレースの材質・構成を変えることで図 4-35 の実験結果に示すように、強度型ブレース、靱性型ブレース、座屈補剛型ブレースという異なる復元力特性を有するブレースとすることが可能である。これにより目的 (強度型、靱性型、制振等) に応じたブレースの選択がアルミ製においても可能となる。

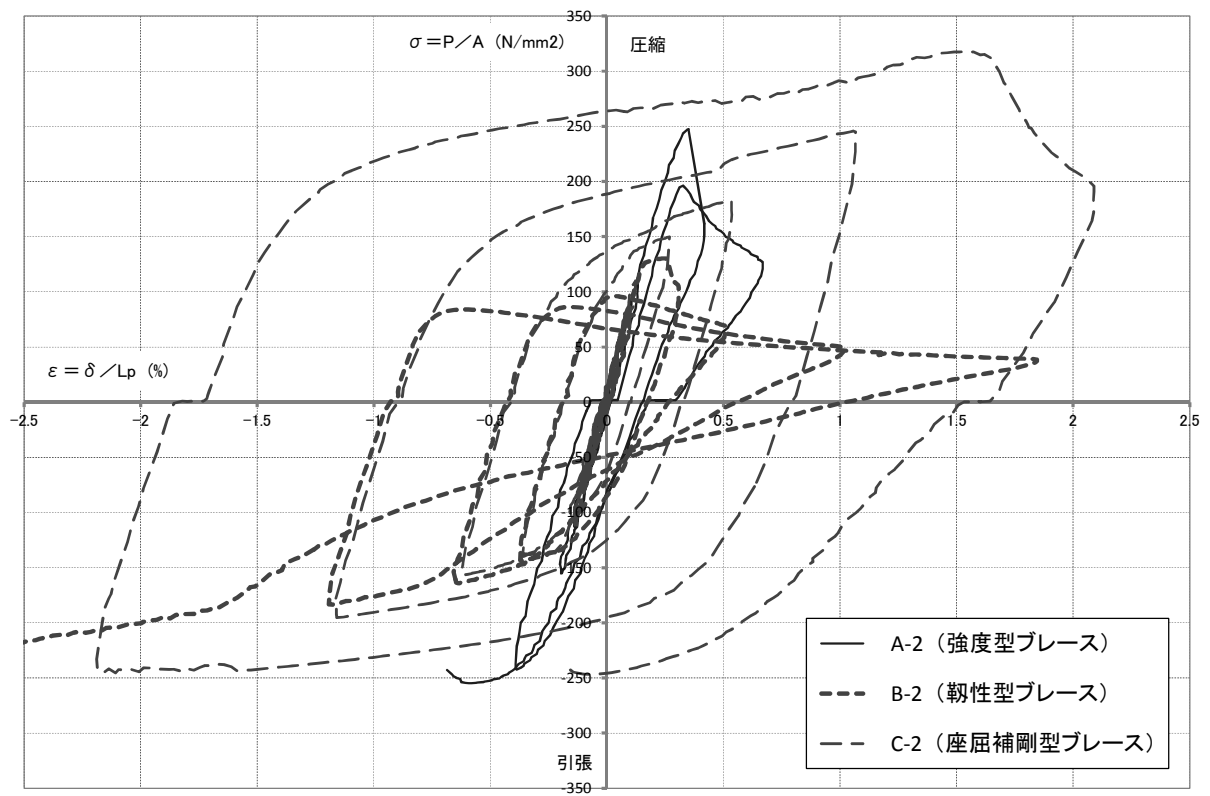


図 4-35 アルミブレースの試験結果の比較

第 5 章 結論

5.1 本論のまとめ

本論では、アルミニウム合金を用いた二層立体トラス壁や K 型ブレース構造などの軸力構造を対象とし、同構造の脆性的な破壊性状を回避し、より安定した挙動に改善することで、崩壊形式の制御と変形性能の確保、耐力の保持を可能とする材質、部材構成、接合部について論じた。本研究により確認できた事項および得られた知見について下記にまとめる。

- (1) 高強度のアルミ合金 (A6061-T6 等) は溶接部軟化という鋼製には無い特徴を有しており、溶接部以外の接合部を先行降伏させることで脆性的な破壊性状を回避し (Structural Fuse)、部材としての塑性変形能力を確保する接合部の設計法が、溶接部を有するトラスやブレースなどのアルミ軸力部材において有効であることを本論で示せた。
- (2) 靱性型の材料 (A5083-O 等) とすることで、アルミ軸力構造においても鋼製と同様の保有耐力接合とでき、また細長比や径厚比を制限することでエネルギー吸収能力に期待した安定した復元力特性とすることができる。
- (3) アルミ合金製のトラス壁構造の面内せん断実験で見られた溶接部破断や個材座屈による脆性的な破壊性状を回避するための、ボルト先行降伏によるヒューズ型の接合部および部材構成について提案した。アルミトラス壁構造において、本論で示したボルト先行降伏型とすることで、崩壊形式を制御でき、また安定した復元力特性を有する軸力抵抗要素 (耐震要素) とすることができる。同構造の崩壊形式を制御可能なものとし、より安定したものに改善することで、同構造のせん断耐力の保持と変形性能の向上に基づく性能設計の可能性を示せた。また、トラス壁構造の弾塑性応答変形の予測に関する精度についても向上させることができるものと言える。
- (4) 材質を A7003-T5 としたブレース構造は、層間変形角 $1/200$ 程度まで弾性 (強度型) 設計とすることができるが、部材長の初期不整や熱伸びによる付加応力、想定以上の地震力等を想定すれば、本論で提案した接合部 (フォークエンド) 先行降伏型の設計とすることで、溶接部破断等の脆性的な破壊を回避するヒューズ型の設計とすることは重要である。
- (5) 靱性型のブレースに座屈補剛管を内蔵することで、紡錘形の安定した復元力特性とすることもできる。ただし、制振構造への適用を考えた場合、エネルギー吸収能力等についてはさらなる研究 (実験データの蓄積) が必要である。
- (6) 溶接部を有するアルミ軸力構造において、脆性的破壊を避け変形能力を確保するためには、その要求性能に応じた材質の選定や部材構成、接合部設計等が重要であり、その具体的な手法について本論で提示し、その性能について評価できた。これにより、目的に応

じた復元力特性を有する軸力抵抗要素（耐震要素）を、アルミ合金を用いて提供することが可能となる（図 1-3）。

5.2 今後の課題と展望

本節では、本研究における今後の課題およびアルミ建築構造全般に関する将来展望について述べる。

3 章において、ボルト先行降伏型の部材構成によるトラス壁の変形性能等について定式化し解析等によりその検証を行ったが、今後は同構造によるトラス壁のせん断実験によりその変形性状についてさらに検証する必要がある。また、既往の研究^{1 4) 1 5)}でトラス部材両端に応力制御機構を設けることでトラス長さの初期不整による影響を少なくできることを紹介したが、本論で提案したボルト先行降伏型接合部の応力制御機構としての評価は、今後の研究課題である。また、スリップ型の履歴特性を持つ本トラス壁構造のエネルギー吸収能力の評価についても今後検討を行う必要がある。

また、本研究においてはアルミ合金製システムトラスの接合部の一部であるボルトを先行降伏させることにより構造全体の急激な崩壊を防ぐヒューズ型の部材構成について提案したが、本研究は鋼製を含むシステムトラス構造全般の崩壊形式の制御についても有用であると考えられる。なお、本稿では面内せん断力を受けるトラス壁を対象としたが、面外曲げを受ける屋根版等を想定した場合においても、部材の連鎖的な座屈や引張破断による屋根版全体の急激な崩壊を防ぐ手段として、今回提案したボルト先行降伏型の部材構成は、さらなる検証の必要はあるが、利用可能であると考えられる。

4 章では、K 型アルミブレース構造について、そのせん断耐力等の算定式を示したが、アルミブレースを R C 躯体に取付けした場合の複合的な挙動、特にブレース降伏後の挙動について不明な点が多い。例えば、K 型アルミブレース構造の部材座屈とスリップ型による複合的な履歴特性、アルミ材の R C 躯体との追従性能、アルミとコンクリートの線膨張係数の違いによる長期的な影響等である。ただし、アルミ材はヤング係数が低く、本来的には R C 躯体との追従性能は鋼製より高いと考えられる。本論で提案したようなアルミ合金の材質の選定を行えば、靱性型の補強にも対応することが可能と思われる。この点については、アルミブレースを R C 躯体に取付けした構面実験の結果等を待つ必要がある。また、制振構造への適用を考えた場合には、アルミブレースの低サイクル疲労特性に関するさらなる実験・分析が必要である。

鋼構造では、新耐震設計に即し SN 鋼が JIS 化されたが、アルミ構造においてはそれに対応するものが無い。アルミ規準³⁾においても、塑性変形能力に応じた構造特性係数（Ds 値）が規定されているが、アルミ合金材に耐力および降伏比の上限に関する規定が無い意味では、崩壊メカニズムが設計時の想定と異なる場合も排除することができず、厳密には塑性設計を可能にしたことにはならない。現状では、図 2-3 に示すような耐力と降伏比の分布を調べ、

統計的・経験的に検証するしかない。このような理由から、鋼構造における SN 材のような「建築構造用アルミニウム合金」の開発が待たれる。

また鋼構造では、汎用の H 形鋼や溝形鋼など標準断面が決められ、小ロットであっても市中に在庫があればそれを利用することで安価に迅速に施工することが可能である。それに対してアルミ合金材の場合、建築構造に利用できるような大断面のものは市中に在庫があることは稀で、ほとんどの場合素材メーカーに発注することから始まるため、余計なコスト・納期がかかる。アルミ建築構造が普及していない現状では仕方ない面もあるが、アルミ建築構造用の標準断面・材料を定め、短納期で対応できる環境の整備が、同構造の普及には欠かせないであろう。

最後に、アルミ建築構造は鋼製には無い多くのメリットを有しており、アルミブレース耐震補強で言えば、クレーンの入らないような狭小地での施工性、基礎が不明もしくは軟弱な建物に対する付加重量軽減、塩害地域等におけるメンテナンス費の削減等である。逆に、欠点としては材料コストの増加、溶接等接合方法の制約などが挙げられる。しかし、アルミ合金は、押出型材による自由な断面形状、重量比強度に優れている点等多くの構造的な利点を有しており、鋼構造の常識にとらわれないアルミ合金の特徴に即したアルミ建築構造のための接合法、設計法の研究・開発が、今後同構造がより普及していくための鍵になると考えられる。

かつてアルミは「軽銀」と呼ばれ、その名の通り銀と同じほど高価であったそうである。それが今日は、海外の水力発電等が豊富な地域で安価に製錬されるようになり、日用品にも多く使用されるようになった。将来的には、精錬技術の進化やさらなるエネルギー革命などにより、鋼材なみの材料コストでアルミ材を建築構造材として使用できる日が来るかもしれない。

参考文献

- 1) 国土交通省のアルミニウム合金構造関連告示，第 408 号，第 409 号，第 410 号，2002.5
- 2) 建設省建築研究所 他：アルミニウム合金利用技術指針，アルミニウム建築構造推進協議会 他，1995.12
- 3) アルミニウム建築構造協議会，独立行政法人建築研究所監修：アルミニウム建築構造設計規準・同解説，2007.1
- 4) 海野三蔵，森田耕次，三村博明：アルミ合金建築構造に関する研究，東京電機大学研究報告，No.22，pp.61～107，1974
- 5) 国土交通省国土技術政策総合研究所，独立行政法人建築研究所，日本建築行政会議，財団法人日本建築センター，アルミニウム建築構造協議会：アルミニウム合金造技術基準解説及び設計・計算例，2003.5
- 6) アルミニウム建築構造協議会，独立行政法人建築研究所監修：アルミニウム建築構造耐火設計規準・同解説，2003.5
- 7) 五十嵐規矩夫，鈴木敏郎，染谷朝幸，浜野秀光，橋本泰彰：アルミニウム合金の機械的性質に関する基礎的研究（その 1 単純引張載荷），日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1 構造Ⅲ，pp.521～522，2003
- 8) 片山真一，中込忠男，橋本篤秀，緑川光正，山田丈富，安達陽子：金属性新素材・新材料の利用技術の開発(建設省総合プロジェクト・新素材) その 82「アルミニウム合金の溶接部引張り試験(その 2)」，日本建築学会大会学術講演梗概集，C 構造Ⅱ，pp.1199～1200，1993
- 9) 金山太平，岩崎哲也，山田丈富，中込忠男，橋本篤秀：アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究(その 2)アルミニウム合金構造の高力ボルト摩擦接合，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1 構造Ⅲ，pp.529～530，1996
- 10) 日本アルミニウム協会：アルミハンドブック，2002
- 11) 馬場義雄，福井利安，高島章：新しい Al-Zn-Mg 系三元合金の研究開発，小山田記念賞（軽金属学会），1974
- 12) 坂壽二，日置興一郎：ねじ込み接合で組み立てた立体トラスの座屈挙動，日本建築学会論文報告集，第 331 号，pp.1～9，1983.9
- 13) 谷口与史也，坂壽二：ねじ込み接合システムトラスの実験的研究，日本建築学会構造系論文集，第 468 号，pp.91～99，1995.2
- 14) L. C. Schmidt and A. Hanaor: Force Limiting Devices in Space Trusses, Journal of the Structural Division ASCE, Vol.105, No.ST5, pp.939-951, 1979.5
- 15) 多田元英：応力制御機構を挿入した 2 層立体トラスの載荷能力に関する研究，日本建築学会構造系論文報告集，第 433 号，pp.103～112，1992.3
- 16) 五十嵐定義，井上一郎，木林長仁，浅野美次：筋違付架構の復元力特性（その 1 交番繰返し軸力を受ける筋違材の挙動），日本建築学会論文報告集，第 196 号，pp.47～54，1972.6

- 17) 加藤勉, 秋山宏: 鋼構造筋違付骨組の復元力特性, 日本建築学会論文報告集, 第 260 号, pp.47~54, 1977.10
- 18) 石川浩一郎, 小川祥: 二層立体ラチス壁構造の地震応答性状に関する研究, 構造工学論文集, Vol.45B, pp.39~45, 1999.3
- 19) 安井信行, 今井克彦, 藤澤一善, 清水孝憲, 中山信雄, 田渕勝道, 金子洋文: 極軟鋼を用いた制振ブレースの低サイクル疲労実験 (その 2 二重鋼管ブレース), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.761~762, 1996
- 20) 清水孝憲, 藤澤一善, 上村健二, 木下陵二: 二重鋼管座屈補剛ブレースの履歴特性に関する研究 (その 2 二重鋼管ブレースの繰返し載荷実験計画), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.671~672, 2001
- 21) 上村健二, 藤澤一善, 清水孝憲, 木下陵二: 二重鋼管座屈補剛ブレースの履歴特性に関する研究 (その 3 二重鋼管ブレースの繰返し載荷実験結果), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.673~674, 2001
- 22) 竹内 徹, 鈴木 一弁, 松井 良太, 小河 利行: モルタル充填鋼管により座屈拘束された鋼管部材の繰返し変形性能, 日本建築学会構造系論文集, 第 620 号, pp.141~148, 2007.10
- 23) 竹内徹, 松井良太, ジェロム・ハジャー, 西本晃治, イアン・アイケン: 座屈拘束ブレースにおける芯材局部座屈の拘束条件, 日本建築学会構造系論文集, 第 634 号, pp.2231~2238, 2008.12
- 24) 村瀬亮, 村井正敏, 岩田衛: 鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究, その 4 芯材幅厚比と拘束力および断面ディテールの影響, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 620 号, pp.117~124, 2007.10
- 25) Fuller, R. B., Marks, R. W. : The Dymaxion World of Buckminster Fuller, 鹿島出版会, 1978
- 26) 檜山裕二郎, 高島英幸, 飯島俊比古: アルミ合金単層ラチスドームに用いるボールジョイントの載荷実験及び弾塑性解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 502 号, pp.85~92, 1997.12
- 27) 檜山裕二郎, 水越秀雄, 飯島俊比古: アルミニウム合金システムトラス (アーバンスペースフレームによる構造デザイン), 住友軽金属技報, Vol.33, No.2, pp.110~118, 1992.4
- 28) 杉崎健一, 河村繁, 半谷裕彦: アルミニウム単層トラスの構造挙動に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 480 号, pp.113~122, 1996.2
- 29) 杉崎健一, 河村繁, 半谷裕彦: はめあい接合部を有するアルミニウム単層トラスの解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 488 号, pp.97~106, 1996.10
- 30) Hiyama, Y., Ishikawa, K., Kato, S. and Okubo, S.: Experiments and analysis of the post-buckling behaviors of aluminum alloy double layer space grids applying ball joints, Structural Engineering and Mechanics, Vol.9 No.3 289~304, 2000
- 31) 建築基準法 37 条に基づく国土交通大臣認定「アーバンスペースフレームに用いるトラス用機械式継手」, 国住指第 7687 号, 認定番号 MMJT-0002, 2002.12

- 32) 江間光弘：7000 系押出型材のミグ溶接継手の引張特性, 軽金属溶接, Vol.45 No.10, 2007
- 33) 日本建築学会：アルミニウム合金建築構造設計施工規準案・同解説, 1973
- 34) 日本建築学会, 構造材料の耐火性ガイドブック, 2009
- 35) アルミニウム建築構造協議会：AL 建, VOL.17, NO.40, 2012
- 36) 大久保昌治, 檜山裕二郎, 石川浩一郎, 藤本効：アルミニウム合金製単層ラチスドームの接合部に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.819～820, 2004
- 37) 渡辺和志, 檜山裕二郎, 加藤史郎：支圧接合形式によるアルミニウム合金製立体トラスの部材座屈挙動, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.961～962, 2000
- 38) SNE トラス耐震補強工法(アルミニウム合金製システムトラスを用いた既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震補強工法) 設計・施工マニュアル, 建防災発第 1657 号, 2003.3
- 39) 鋼構造座屈設計指針, 日本建築学会, 2009
- 40) 鋼構造設計規準, 日本建築学会, 2005
- 41) TSK アルミブレース耐震補強工法(アルミニウム合金製ブレース材を用いた既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震補強工法) 設計・施工マニュアル, 平成 19 年 12 月, 建防災発第 2172 号
- 42) 2001 年改訂版既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震改修設計指針・同解説, 日本建築防災協会, 平成 13 年 10 月
- 43) 檜山裕二郎, 大久保昌治, 藤本功：アルミ合金製スタッドのせん断試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造Ⅲ, pp.1249～1250, 2007
- 44) 渡邊高朗, 小澤潤治, 大久保昌治, 南伊三男：アルミニウム合金と無収縮モルタルの摩擦性状に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, 2008
- 45) 武藤康雄, 杉山友徳, 金沢茂, 高橋裕治, 大久保昌治, 瀬川柳太郎, 藤井賢志, 石橋一彦：アルミ合金製ブレースを用いて補強された RC 造骨組の繰返し載荷実験(その 1 実験概要), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1467～1468, 2012
- 46) 杉山友徳, 武藤康雄, 金沢茂, 高橋裕治, 大久保昌治, 瀬川柳太郎, 藤井賢志, 石橋一彦：アルミ合金製ブレースを用いて補強された RC 造骨組の繰返し載荷実験(その 2 実験結果), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1469～1470, 2012
- 47) 内山智晴：公園照明灯ポールと耐久性について, 軽金属学会, アルトピア, 2004.2
- 48) 花崎昌幸：アルミ部材の防食技術の動向と課題, 軽金属学会, 第 62 回シンポジウム, 2000.12
- 49) 内山智晴：道路用照明灯ポールと腐食耐久性について, 軽金属学会, アルトピア, 2004.7
- 50) 竹内徹, 堀内健太郎, 松井良太, 渡辺和志：繰返し荷重を受けるアルミブレースの座屈性状, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 682 号, pp.1969～1976, 2012.12
- 51) 植木隆司, 向山洋一, 庄村昌明, 加藤史郎：単層ラチスドームの載荷試験および弾塑性座屈解析, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 421 号, pp.117～128, 1991.3

Appendix1: アルミ合金製トラス梁の座屈実験および弾塑性解析

A1.1 はじめに

システムトラスの接合部は一般に剛接合またはピン接合として解析が行われているが、図 A1-1 に示すようなボールジョイントタイプの接合とした場合には、実際にはその中間的な接合となる。本章では、アルミニウム合金製のシステムトラス構造の両端の剛接度を考慮した座屈耐力および座屈後の復元力特性の評価を行うことを目的とする。

そのために、アルミ合金製のボールジョイントタイプのシステムトラスを用いたトラス梁構造の座屈実験を行い、トラス部材の耐荷力および履歴特性を明らかにする。

また、両端ピン接合部材モデルおよび両端回転ばね接合部材モデルを用いて弾塑性座屈解析を行い、実験結果と比較することにより、本解析手法の妥当性に関する考察を行う。



図 A1-1 アルミ合金製システムトラスによる二層立体ラチス構造の例

A1.2 アルミ合金製トラス梁の座屈実験

アルミニウム合金製システムトラスを用いて、トラス梁の座屈試験を行った。本実験に用いたアルミニウム合金製トラス接合部の形状と使用材料および規格を図 A1-2 に示す。図 A1-3 に本構造の接合部の応力伝達機構を示す。完全なピン接合ではなく、両端に一定の曲げ剛性を有するものである。表 A1-1 に座屈試験で用いた供試体の構成部材を示す。図 A1-4 に対象とするトラス梁の概略図と載荷点を示す。本実験では、トラス梁の 2 本の上弦材(図 A1-4 の太線の部材)を表 A1-1 の S1 から S5 の 5 種類取り替えて本部材の座屈挙動及び耐力を実験により調べた。なお下弦材および斜材は全て S6 部材としている。

また、表 A1-1 に各供試体の座屈応力度 σ_{Ucr} の計算結果を示す。 σ_{Ucr} はアルミニウム合金利用技術指針²⁾ に示されている終局強度式に基づき算出している。また、本材料の限界細長比 Λ は、同指針により、オイラー座屈の比例限を $0.5F$ として、また規準強度 F は A6061-T6 合金の F 値を 210N/mm^2 として計算している。なお、細長比 λ は、座屈長さを節点間距離 2310mm としている。

また実験において荷重は、図 A1-4 に示す載荷点に鉛直方向に作用させた。供試体は S1 から S5 の各 2 体であり、1 体目は座屈まで、2 体目は座屈後荷重・変位曲線が水平に近くなるまで載荷・除荷を 4、5 回繰り返した。

図 A1-5 に、実験における上弦材の応力と荷重載荷点の鉛直変位の関係を示す。図 A1-6 に座屈した部材の状況を示す。また図 A1-7 には、各供試体の細長比と実験における各供試体の最大耐力(座屈応力度)の関係を示すとともに、終局強度式²⁾ による座屈曲線も示した。

図 A1-5 において、座屈後の除荷曲線は S3 や S4 のように λ/Λ が 1.0 の値に近いものほど、つまり鋼材の場合と同様に^{1 6)} 限界細長比に近いほど、最大耐力からの耐力の劣化が著しい傾向にある。また、図 A1-7 において実験の座屈応力度は理論値に対して、 $\lambda > \Lambda$ の S1 と S2 は 1.88 倍と 1.76 倍であり、 $\lambda < \Lambda$ の S3 と S4 は 1.58 倍と 1.31 倍である。オイラー座屈の領域になるほど、実験の座屈応力度が終局強度式による理論値よりも高くなる傾向にある。

以上のことから、ボールジョイント接合によるアルミトラス構造は、溶接部の強度低下の影響が圧縮力に関しては座屈耐力および座屈後の挙動に大きく影響を及ぼしておらず、鋼材の場合と同様の座屈後挙動を示すことがわかった。

座屈応力度は終局強度式に基づいた値に対して $\lambda > \Lambda$ では約 1.8 倍、 $\lambda < \Lambda$ では約 1.4 倍の値を示した。これは、接合部の曲げ剛性の影響であると考えられる。また、図 A1-7 の破線は、耐力から換算した本トラス部材の有効細長比 λ_e を用い表わしたものである。この λ_e は、節点間距離を座屈長さとして求めた細長比 λ のほぼ 7 割に低減した値である。 $\lambda > \Lambda$ の場合については、実験値とよく適合していると言える。

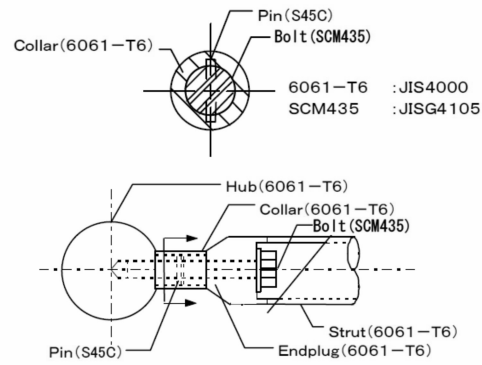


図 A1-2 アルミニウム合金製システムトラスの接合部（ボールジョイント）

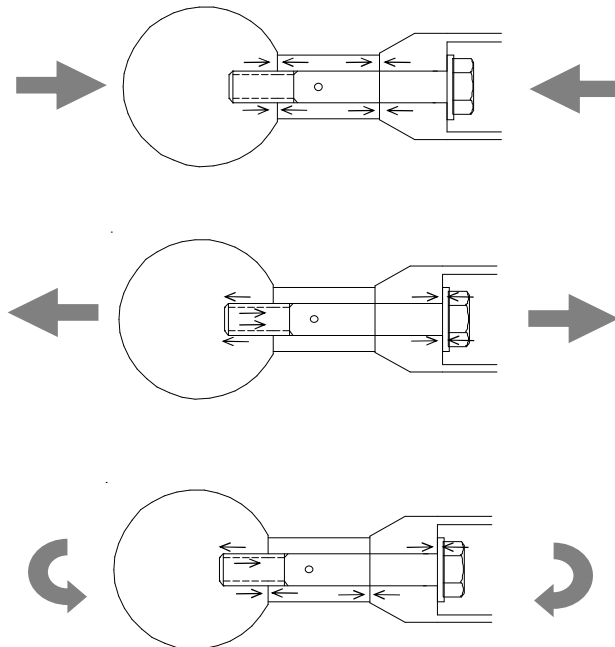


図 A1-3 システムトラス接合部の応力伝達機構

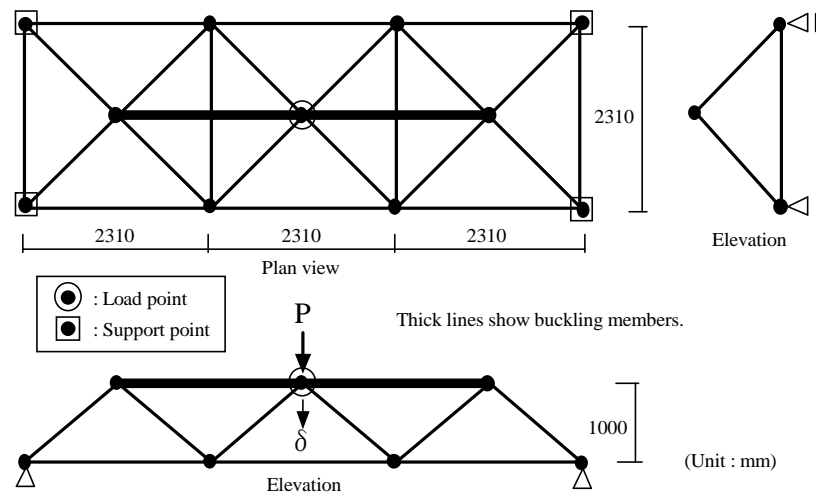


図 A1-4 トラス梁供試体の概略図

表 A1-1 座屈部材の諸元

| Specimens | Strut | Bolt | Collar | Hub | λ / Δ |
|-----------|---------------------------|------|-----------|------------|--------------------|
| S1 | $\Phi 63.5 \times t6.35$ | M20 | $\Phi 40$ | $\Phi 228$ | 1.40 |
| S2 | $\Phi 63.5 \times t2.5$ | M16 | $\Phi 32$ | $\Phi 228$ | 1.32 |
| S3 | $\Phi 88.9 \times t7.6$ | M27 | $\Phi 54$ | $\Phi 228$ | 0.99 |
| S4 | $\Phi 100.0 \times t7.0$ | M27 | $\Phi 54$ | $\Phi 228$ | 0.86 |
| S5 | $\Phi 114.3 \times t10.9$ | M33 | $\Phi 66$ | $\Phi 228$ | 0.77 |
| S6 | $\Phi 141.3 \times t12.7$ | M39 | $\Phi 78$ | $\Phi 228$ | 0.62 |

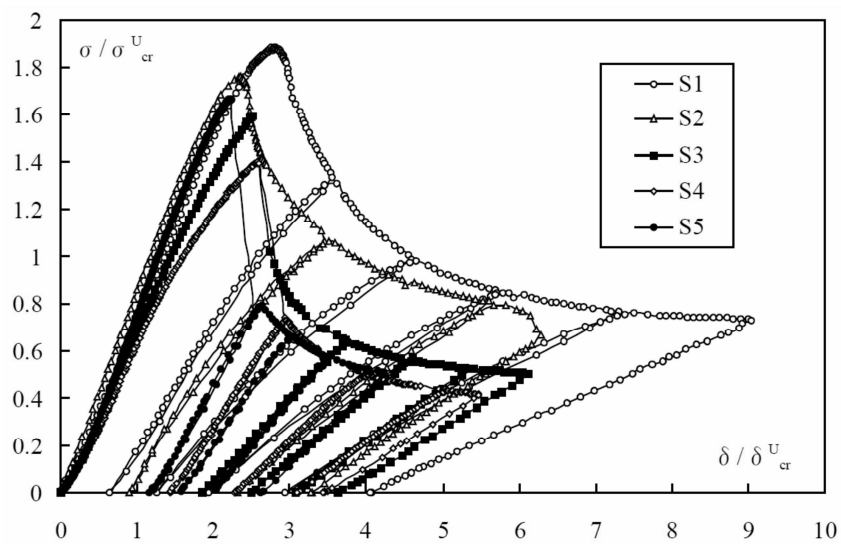


図 A1-5 実験における上弦材の応力と荷重載荷点の鉛直変位の関係

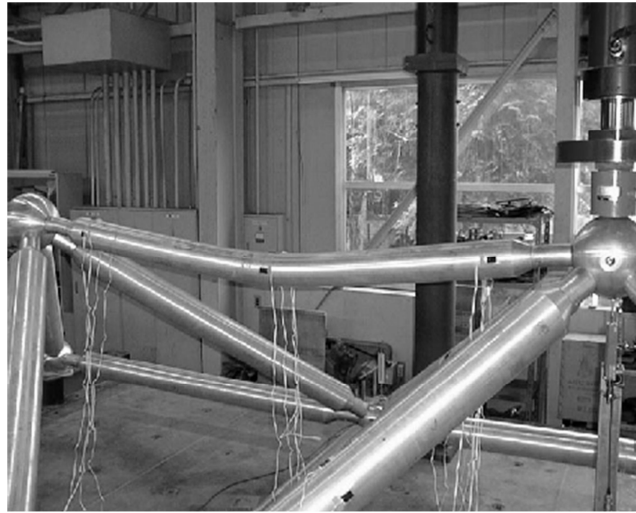


図 A1-6 座屈後の上弦材の様子

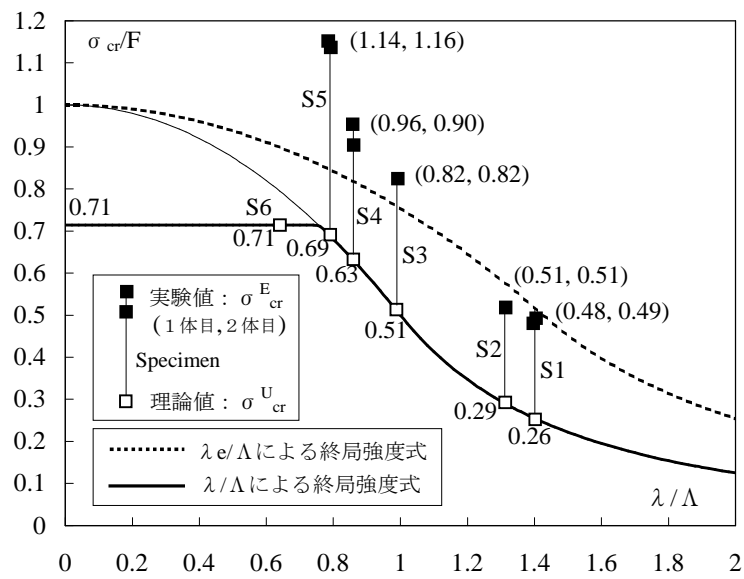


図 A1-7 実験の座屈耐力と終局強度式²⁾の比較
(ただし、 $\lambda e = 0.7\lambda$)

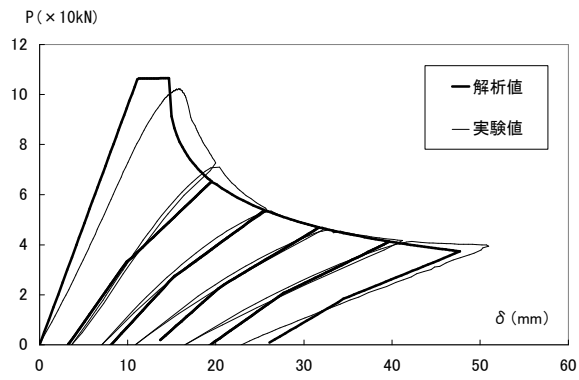
A1.3 両端ピン部材モデル弾塑性座屈解析

ここでは両端ピン接合トラス要素モデルによる解析法を用いて、前記のトラス梁の実験と同一モデルの弾塑性座屈解析を行い、実験結果と解析結果の比較・検討を行うとともに、本解析法の妥当性についての考察を行っている。

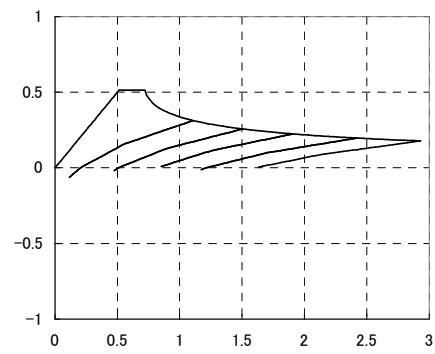
ここで用いる解析法は、圧縮軸力を受けるピン接合トラス要素部材の座屈後挙動を扱うための材料非線形を考慮したもので、塑性流れ法則を用いた塑性ヒンジ理論^{1 6)}に基づいて作成した復元力モデル（軸応力度・歪度関係）を用いている。本復元力モデルは応力と歪みの関係が陽な形となっていることから、計算効率がよく、従って、多数の部材からなる大規模な立体トラス構造の最大荷重、最大荷重以降の挙動、部材座屈の発生位置を効率よく知ることができるものである。

この解析法を用いて、図 A1-4 に示す実験と同一のトラス梁モデルについて、弾塑性座屈解析を行った。なお、ここでは実験の結果より、接合部の曲げ剛性の影響を考慮して、有効細長比を節点間距離から求めた細長比の7割に減じた細長比を用いて解析を行っている。また、ヤング係数は 70000N/mm^2 としている。

上弦材が S1 及び S2 の場合の、それぞれの解析結果を実験結果とともに図 A1-8 に示す。全体として、最大荷重、除荷曲線とも実験結果と良く一致していると言える。なお、弾性勾配において実験値と解析値で若干の差があるが、ボールジョイント接合部の軸方向剛性の低下の影響を本解析では考慮していないためである。

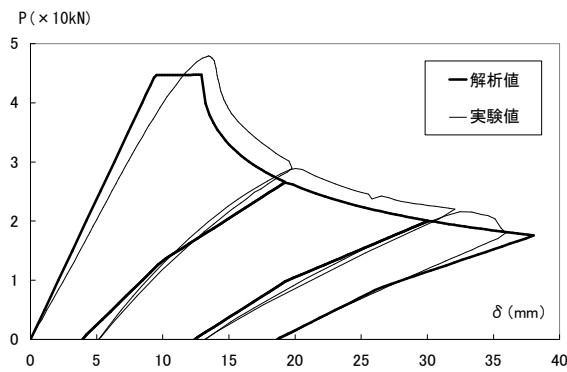


荷重変位関係

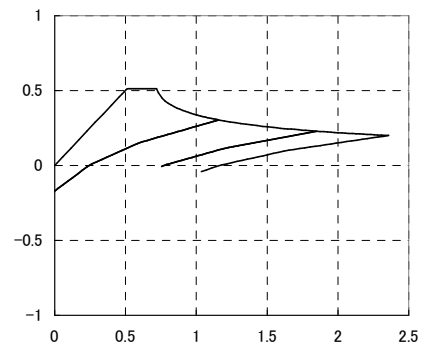


座屈部材の応力の履歴

供試体 S1



荷重変位関係



座屈部材の応力の履歴

供試体 S2

図 A1-8 解析結果と実験結果の比較 (両端ピンモデル)

A1.4 両端ばね部材モデル弾塑性座屈解析

本節では、剛域と回転バネをもつ部材モデル（図 A1-8）を用いて、A1.2 節の実験と同一モデルの弾塑性座屈解析を行い、実験結果と解析結果の比較・検討を行うとともに、本解析法の妥当性についての考察を行う。解析対象は、前節で座屈実験を行ったものと同じ図 A1-4 に示すトラス梁である。

解析モデルは、両端にハブの半径を持つ剛域が設けられ、部材中央部のバネは部材の降伏つまり座屈を考慮するためのものである。このバネは、降伏後は塑性バネとなり、式 (A1-1) に示す降伏曲面上を塑性流動するものとしている。各部材ストラット部の降伏軸力 N_Y 、全塑性モーメント M_P は表 A1-2 に示す通りである。

$$f = (N/N_Y)^2 + \sqrt{\left(\frac{M_y}{M_{yP}}\right)^2 + \left(\frac{M_z}{M_{zP}}\right)^2} \quad \dots (A1-1)$$

また、部材端部のバネは、接合部の曲げ剛性を考慮するためのものである。接合部の弾性の曲げ剛性 K_b については、文献 26) の結果を用いており、解析ではさらに文献 51) に基づいて、初期接合部曲げ剛性の値を 1/2 にした値を用いている（表 A1-3）。接合部の弾性の軸方向剛性についてはすべて 400kN/mm とした。これは接合部の圧縮の軸剛性と引張の軸剛性の平均を取ったものである。なお、各部材の降伏耐力はストラット部の降伏により決まり、接合部は降伏しないものとして解析している。

実験と同じように、トラス梁の下弦材と斜材はすべて表 A1-1 の S6 部材とし、座屈対象となる 2 本の上弦材を S1 から S5 の 5 種類設定して弾塑性座屈解析を行った。本材料のヤング係数は 70000N/mm² とし、また形状初期不整として上弦材の中央部に $i/10$ (i : 断面 2 次半径) を与えて解析を行っている。

上弦材の部材タイプが S1～S5 の各場合について、実験と解析結果の比較を図 A1-9,10 に示す。ここで荷重 P と変位 δ は図 A1-4 に示すトラス梁荷重載荷点の鉛直方向についてのものである。

全体として座屈性状、除荷曲線とも実験結果と良く一致している。また、表 A1-4 に実験の最大耐力と解析の最大耐力の比を示す。0.80 から 0.94 となっており、安全側であり、値も良く一致していると言えよう。なお、実験値が解析値に対して座屈直後の変形量が多い傾向があるが、これは解析では座屈による部材軸方向の変形を考慮していないことが考えられる。

表 A1-2 各部材の降伏軸力と全塑性モーメント

| Specimens | S1 | S2 | S3 | S4 | S5 |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|
| N_y (kN) | 239.4 | 100.6 | 407.7 | 429.5 | 698.0 |
| M_p (kN・mm) | 4373 | 1955 | 10580 | 12740 | 24560 |

表 A1-3 接合部曲げ剛性 K_b

| Specimens | S1(M20) | S2(M16) | S3(M27) | S4(27) | S5(M33) | S6(M39) |
|-------------------|---------|---------|---------|--------|---------|---------|
| K_b (kN・mm/rad) | 23927 | 10562 | 57265 | 57265 | 112500 | 185888 |

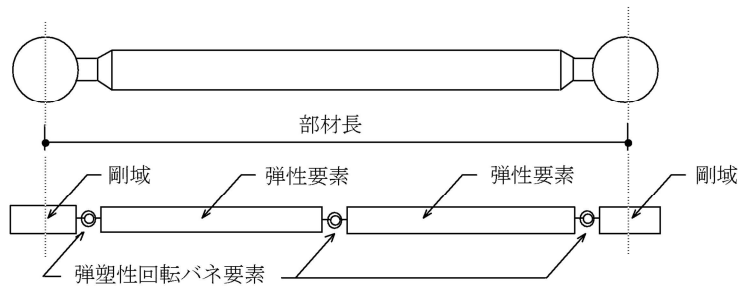


図 A1-8 剛域と弾塑性回転ばねをもつ部材モデル

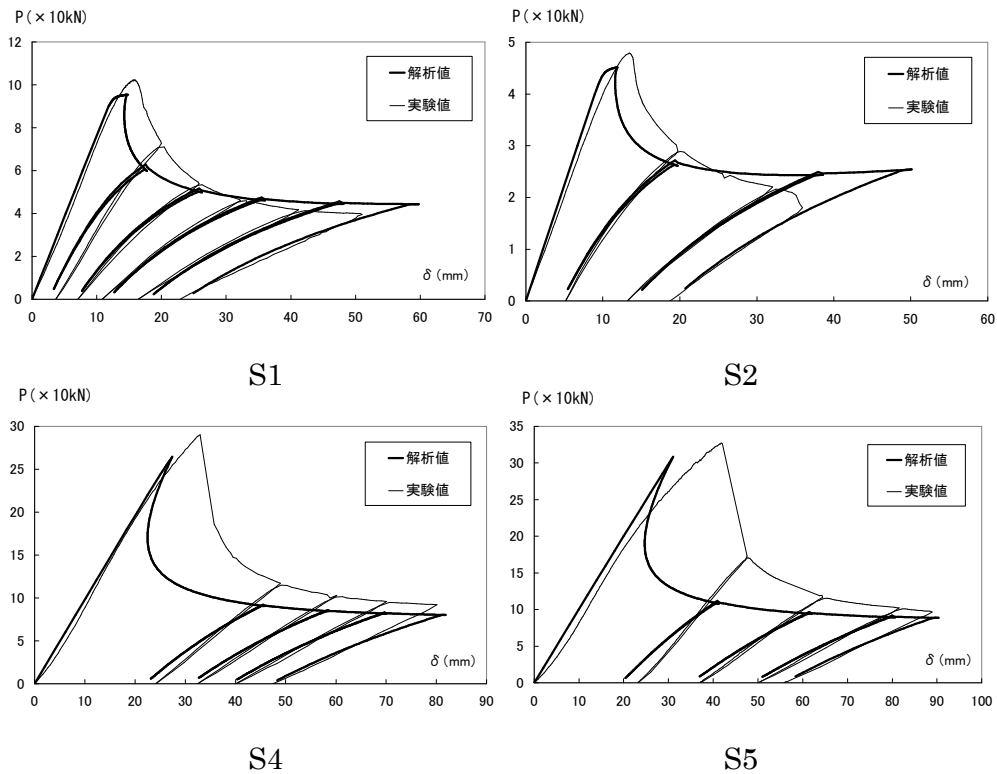
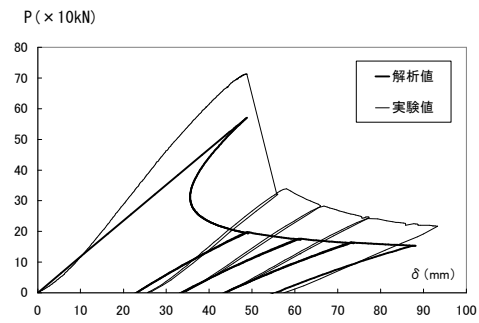


図 A1-9 解析結果と実験結果の比較 (両端ばねモデル)



S6

図 A1-10 解析結果と実験結果の比較（両端ばねモデル）

表 A1-4 最大耐力の実験値と解析値の比較

| Specimens | S1 | S2 | S3 | S4 | S5 |
|--------------|------|------|------|------|------|
| 実験値最大耐力 (kN) | 102 | 48 | 290 | 327 | 713 |
| 解析値最大耐力 (kN) | 95 | 45 | 264 | 308 | 571 |
| 解析値 / 実験値 | 0.93 | 0.94 | 0.91 | 0.94 | 0.80 |

A1.5 まとめ

本章では、アルミニウム合金製システムトラス部材の耐荷力を明らかにするために、トラス梁の座屈実験および2種類の解析手法による弾塑性解析を行い、本構造の耐荷力および復元力特性の分析を行った。以下に、本研究により得られた知見をまとめる。

- (1) 座屈実験および解析により、本トラス部材両端の剛接度の評価が可能となった。
- (2) トラス梁の座屈実験の結果より、アルミニウム合金製トラスの座屈現象は鋼製の場合と同様な性状を示すことが分かった。またこれにより、鋼製のトラスの座屈解析で広く用いられている本論で扱ったような両端バネ部材モデル及び両端ピン部材モデルの解析手法を用いて、アルミニウム合金製のトラスの座屈現象をほぼシミュレートできることが確認できた。また圧縮力に対して、溶接がトラス部材端部にある場合には、溶接による影響が座屈挙動及び最大耐力に大きな影響を及ぼしていないことが分かった。
- (3) 本研究において両端バネ部材モデルと両端ピン部材モデルの両解析法を扱ったが、両解析法とも、十分な精度で座屈実験の結果を再現できた。両端ピン部材モデルを用いて、多数の部材からなるトラス構造の弾塑性地震応答解析を、効率よく解析を行うことが可能である。

Appendix-2: アルミニウム合金製システムトラス接合部の静的引張及び曲げ試験

A2.1 はじめに

アルミニウム合金製システムトラスの接合部（図 A2-1）において、圧縮力はカラー、引張力はボルトを介して伝達される（図 A2-2）。また、単層のラチスドーム等を想定した場合には、本接合部に付加曲げが作用するが、その場合にもボルトには引張力が発生する（図 A2-2）。

この引張力に対して、本接合部はアルミ合金製の雌ねじと鋼製の雄ねじによる接合により応力が伝達され、ヤング係数・強度の大きく違う異材質による応力の伝達となる。本章では本ねじ込み接合部について、実験により応力伝達機構の分析を行うとともに、その強度について設計式の提案を行う。

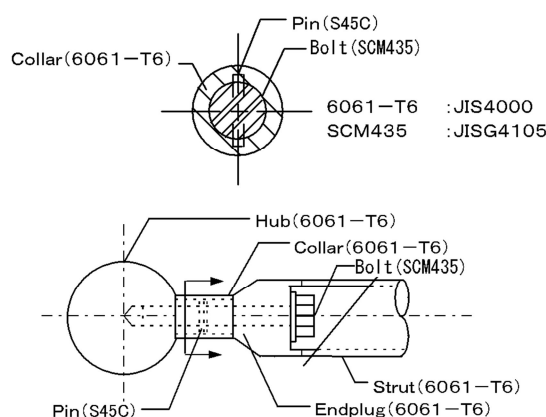


図 A2-1 アルミニウム合金製システムトラスの接合部（ボールジョイント）

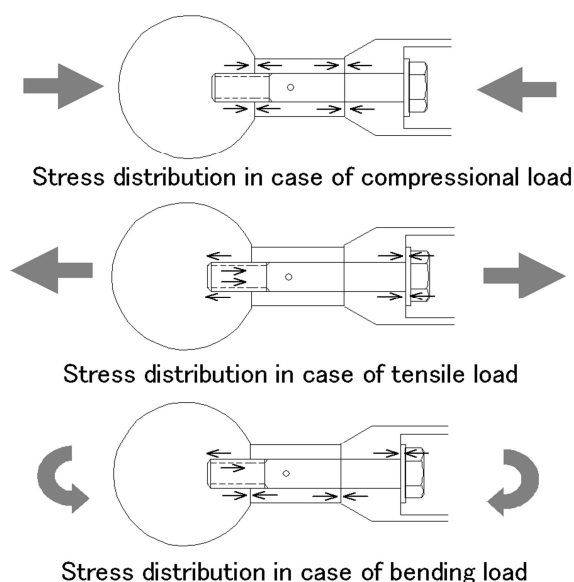


図 A2-2 システムトラス接合部の応力伝達機構

A2.2 ねじ込み接合部の引張試験概要

本実験は、ボルト径およびねじ込み長さをパラメーターとして、ねじ込み部の引張り試験を行うことにより、本接合部の引き抜き耐力を評価することを目的とする。

試験体は、図 A2-3 に示す鋼製の高強度ボルト（SCM435、強度区部 8.8）およびアルミニウム合金製ハブ（A6061-T6）による雌ねじ部である。表 A2-1 に示すボルト径およびねじ込み長さにより、図 A2-4 に示す加力装置により、引き抜き試験を行った。

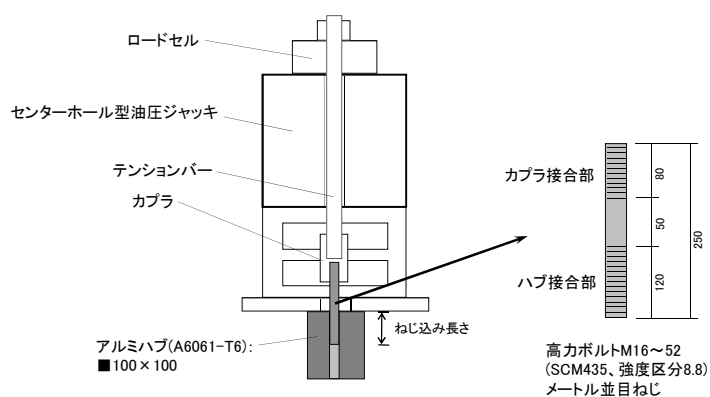


図 A2-3 载荷方法



図 A2-4 载荷状況

A2.3 ねじ込み接合部の引張試験結果

図 A2-5 に、荷重変位関係を示す。表 A2-1 及び図 A2-6 にねじ込み長さとの強度の関係（試験結果）を示す。ねじ込み長さが浅いときにはアルミの雌ねじがせん断破壊し、ある一定以上（次節に示す）ねじ込まれたときにはボルトが延性的に伸びたあと引張破断した。

表 A2-1 実験におけるねじ込み長さとの最大荷重

| M16 | Screwed length ℓ (mm) | 8 | | 11 | | 13 | | 15 | | 19 | | 23 | |
|-----|----------------------------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| | Maximum load T (kN) | 36.3 | 37.6 | 68.2 | 70.1 | 71.3 | 82.8 | 119 | 114 | 124 | 124 | 129 | 127 |
| M24 | Screwed length ℓ (mm) | 13 | | 17 | | 21 | | 25 | | 29 | | 33 | |
| | Maximum load T (kN) | 115 | 114 | 163 | 159 | 210 | 204 | 247 | 268 | 295 | 289 | 298 | 298 |
| M33 | Screwed length ℓ (mm) | 12 | | 18 | | 24 | | 30 | | 36 | | 42 | |
| | Maximum load T (kN) | 135 | 141 | 211 | 219 | 357 | 275 | 382 | 411 | 538 | 540 | 562 | 565 |
| M42 | Screwed length ℓ (mm) | 14 | | 22 | | 30 | | 38 | | 46 | | 54 | |
| | Maximum load T (kN) | 200 | 172 | 354 | 337 | 527 | 517 | 677 | 693 | 869 | 827 | 971 | 980 |
| M52 | Screwed length ℓ (mm) | 18 | | 29 | | 39 | | 49 | | 59 | | 69 | |
| | Maximum load T (kN) | 324 | 320 | 619 | 523 | 819 | 868 | 1154 | 1119 | 1351 | 1404 | 1489 | 1515 |

網掛けはボルト破断、それ以外はねじ山せん断破壊を示す。

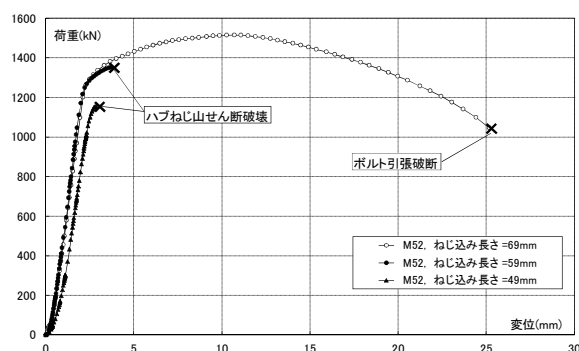


図 A2-5 実験結果（荷重・変位関係）



雌ねじせん断破壊



雄ねじ引張破断

図 A2-6 試験後の供試体

- Tensile fracture at bottom of thread of steel bolt
- △ Shear fracture of female screw of aluminum alloy

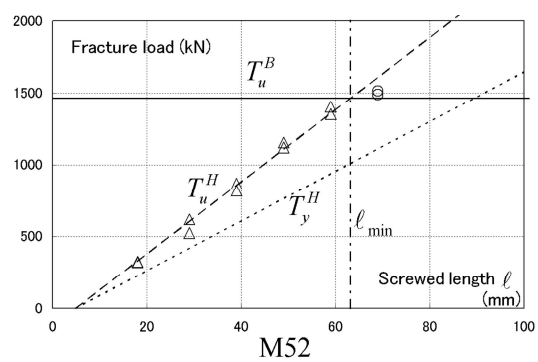
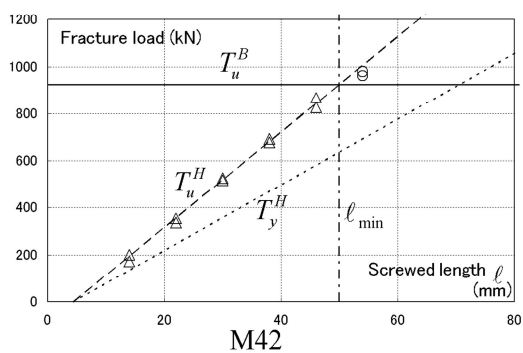
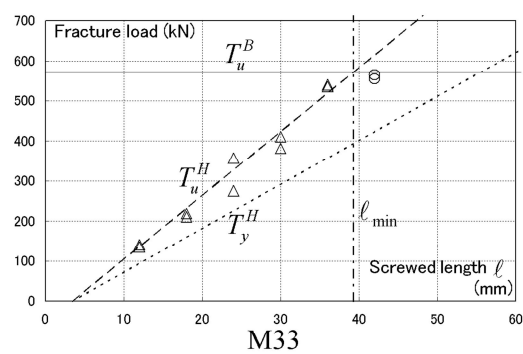
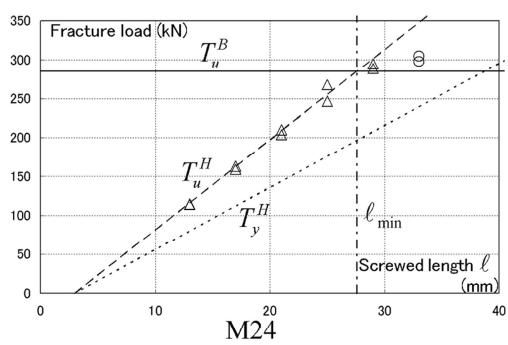
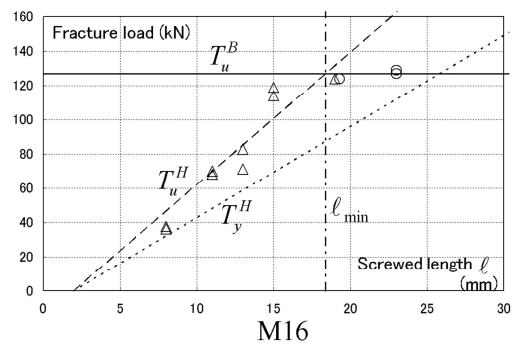


図 A2-7 試験結果 (ねじ込み長さと最大荷重の関係)

表 A2-2 試験で使用した材料の機械的性質

| 強度 | ボルト (SCM435、強度区部 8.8) | ハブ (A6061-T6) |
|----------------|---|---|
| 引張り強さの実体値※1 | 900 N/mm ² ($=\sigma_u^B$) | 305 N/mm ² ($=\sigma_u^H$) |
| 引張り強さの JIS 下限値 | 830 N/mm ² | 265 N/mm ² |
| 耐力の JIS 下限値 | 660 N/mm ² | 245 N/mm ² |
| 基準強度 | 640 N/mm ² | 210 N/mm ² ($=F$) |

※1 ミルシートの値を用いた。ボルトについてはボルトサイズ 5 種の平均の値。

表 A2-3 ボルトの破断強度と限界はめあい長さ

| ボルトサイズ | P (mm) | A_R (mm ²) | T_u^B (kN) | ℓ_{\min} (mm) |
|--------|----------|--------------------------|--------------|--------------------|
| M16 | 2.0 | 141 | 127 | 18.4 |
| M24 | 3.0 | 317 | 286 | 27.6 |
| M33 | 3.5 | 636 | 572 | 39.3 |
| M42 | 4.5 | 1027 | 924 | 50.0 |
| M52 | 5.0 | 1626 | 1464 | 63.1 |

本接合部のアルミ雌ねじ部の終局強度は式(A2-1)で示される。

$$T_u^H = \frac{L_z - P}{P} \cdot \phi \cdot \pi \cdot \beta \cdot \tau \quad \dots (A2-1)$$

$$\text{ただし、} \quad \beta = P \times 7/8、 \quad \tau = {}_H\sigma_u / \sqrt{3}$$

ここで、 L_z はねじ込み長さ、 P はねじピッチ、 ϕ はボルト径、 ${}_H\sigma_u$ はハブの引張強さである。式(A2-1)は、ねじ込み長さ全長に渡ってほぼ均等にせん断応力が分布すると仮定した場合に、雌ねじのねじ山のせん断強度により定まる式であるが、図 A2-7 に示すように引張試験におけるアルミ雌ねじ部の終局強度をほぼ算定できている。

また、 ${}_BT_u = T_u^H$ とおけば（本章の式(3-1)参照）、式(A2-2)に示すようにボルトの引張破断と雌ねじのせん断破壊が均衡する限界はめあい長さ ℓ_{\min} が定まる。

$$\ell_{\min} = \frac{{}_B\sigma_u \cdot A_B \cdot P}{\phi \cdot \pi \cdot \beta \cdot \tau} + P \quad \dots (A2-2)$$

これにより、ボルトを十分に塑性変形させるための適切なねじ込み長さの下限 ℓ_{\min} を定めることができる。

A2.4 曲げ試験の概要と結果

前記の実験により定まった最少ねじ込み長さを基に設計したボールジョイント接合部について図 A2-8,9 に示すような 3 点曲げ試験を実施した。試験体の諸元は、表 A2-4,5 に示す通りである。

表 A2-6 および図 2-10,11 に試験結果を示す。カラーおよびボルトの降伏により、試験体が曲げ降伏した。ボルト破断やボルトのアルミハブからの抜け等の発生はなく、極端な耐力の低下は見られなかった。

式 (A2-2) により設計された接合部に曲げを作用させた場合において、所定の曲げ剛性・強度が確保され、また接合部の曲げ降伏後もボルトの抜け等の急激な耐力の劣化の発生はなかった。

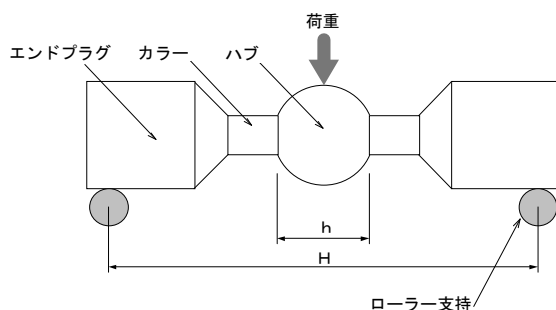


図 A2-8 曲げ試験の載荷方法

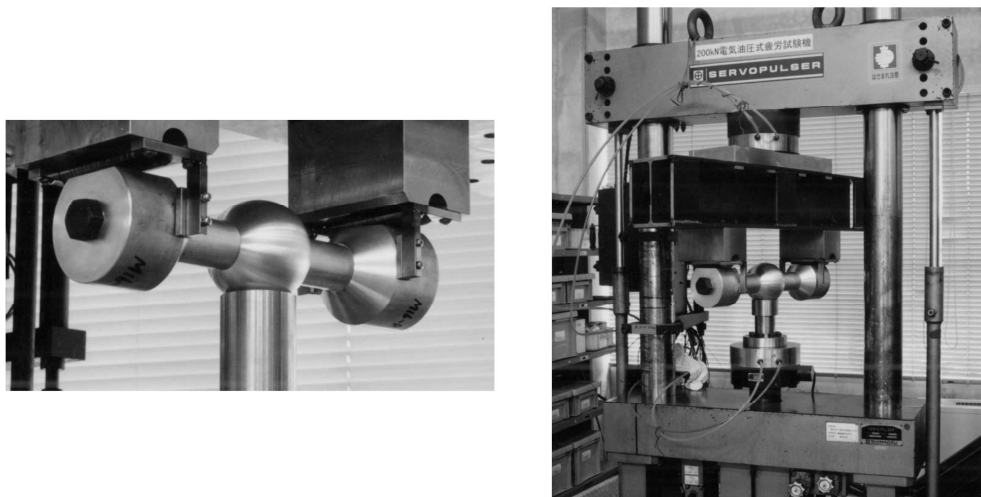


図 A2-9 曲げ試験の様子

表 A2-4 曲げ試験における試験体諸元

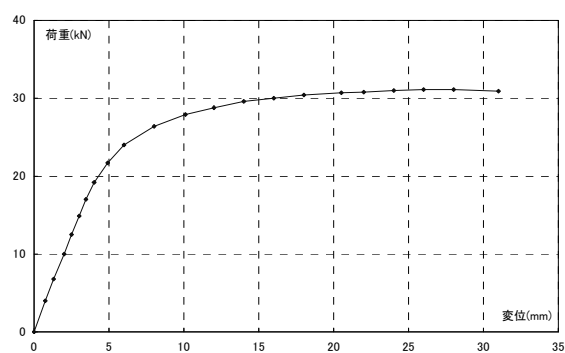
| 試験体 呼び | 試験体数 | H (mm) | h (mm) | ボルト ねじ込み 長さ ℓ (mm) | カラー径 (mm) | ハブ径 (mm) | エンドブ ラグ径 (mm) |
|-----------|------|-----------|-----------|----------------------------------|--------------|-------------|---------------------|
| M16 | 2 | 240 | 62 | 23 | 32 | 70 | 75 |
| M33 | 2 | 500 | 116 | 49 | 66 | 135 | 140 |
| M52 | 2 | 700 | 182 | 77 | 104 | 210 | 180 |

表 A2-5 曲げ試験における材料特性

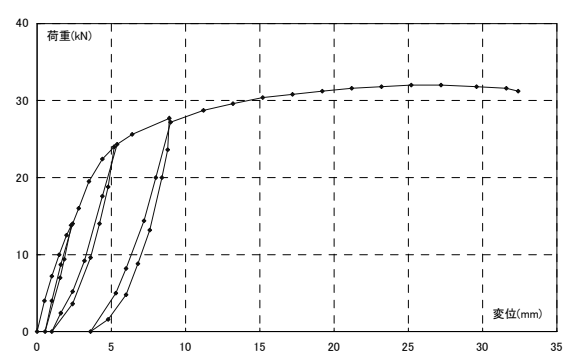
| 部位 | 材質 | 耐力の実体値※ ² | 耐力の JIS 下限値 | 基準強度 |
|--------|----------------------|----------------------|-------------|------|
| ボルト | SCM435 (強度区部 8.8) | 800 | 660 | 640 |
| ハブ | A6061-T6 | 300 | 245 | 210 |
| カラー | A6061-T6 | 270 | | |
| エンドブラグ | A6061-T6 | 300 | | |



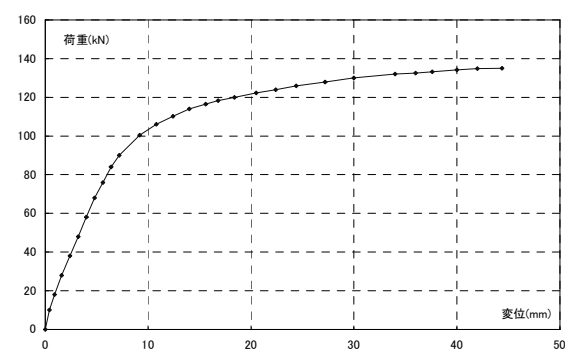
図 A2-10 曲げ試験後の供試体



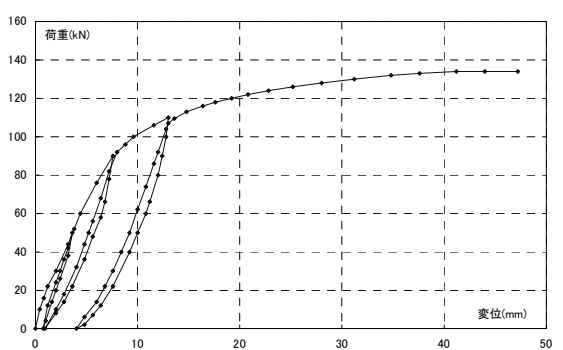
M16 単調載荷



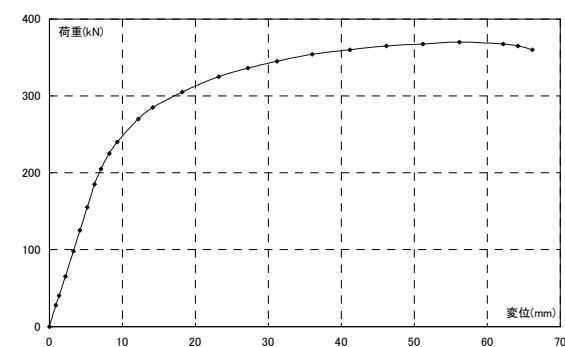
M16 繰返載荷



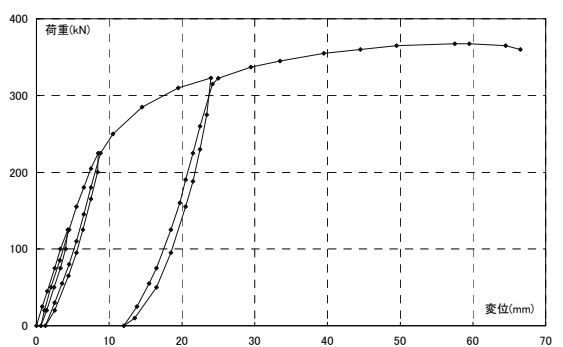
M33 単調載荷



M33 繰返載荷



M52 単調載荷



M52 繰返載荷

図 A2-11 実験結果

表 A2-6 実験結果まとめ

| ボルトサイズ | M16 | | M33 | | M52 | |
|---------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| | 1 体目 | 2 体目 | 1 体目 | 2 体目 | 1 体目 | 2 体目 |
| 曲げ剛性 Kb kN・m/rad | 34 | 36 | 410 | 390 | 1700 | 1500 |
| 降伏荷重 kN | 25 | 26 | 105 | 100 | 270 | 260 |
| 降伏曲げモーメント kN・m | 1.5 | 1.5 | 13.1 | 12.5 | 33.7 | 32.5 |
| 最大荷重 kN | 31 | 32 | 135 | 135 | 370 | 368 |
| 最大曲げモーメント kN・m | 1.8 | 1.9 | 16.8 | 16.8 | 46.2 | 46.0 |
| 降伏部位 | カラー及びボルト | カラー及びボルト | カラー及びボルト | カラー及びボルト | カラー及びボルト | カラー及びボルト |

A2.5 まとめ

ねじ込み接合部全長に渡って均等に応力が分布するとおいて定まる式(A2-1)によって、ハブねじ山のせん断破壊荷重がほぼ算定できることがわかった。これにより、ボルトを延性的に引張降伏させるために必要なねじ込み長さを規定できる。またこの結果により、アルミと鋼のねじ込み接合部において、アルミと鋼のヤング係数の違いが応力をほぼ均等に分布させる役割を果たしていると推定できるが、今後解析等により検証する必要がある。

また、上記により設計された接合部であれば、負荷曲げが作用した場合においても、アルミ雌ねじ部が脆性的に破壊することはなく、一定の靱性能を確保できることが実験により確認できた。

Appendix-3: アルミニウム合金製システムトラス接合部の疲労試験

A3.1 はじめに

Ap-2 において、アルミニウム合金製システムトラスの接合部の特にねじ込み部分の強度について分析を行った。本章では、本接合部の繰返し载荷時の疲労破壊特性について分析する。

なお本実験の接合部は、Ap-2 の実験により定まった最少ねじ込み長さを基に設計したボールジョイント接合部について実施した。

試験は、本接合部の引張疲労試験と曲げ疲労試験を実施した。以下にその内容について述べる。

A3.2 引張疲労試験概要および結果

図 A3-1 に示す方法により、接合部の高サイクル引張疲労試験を行った。試験体の形状、および材料特性については、表 A3-1,2 に示す通りである。

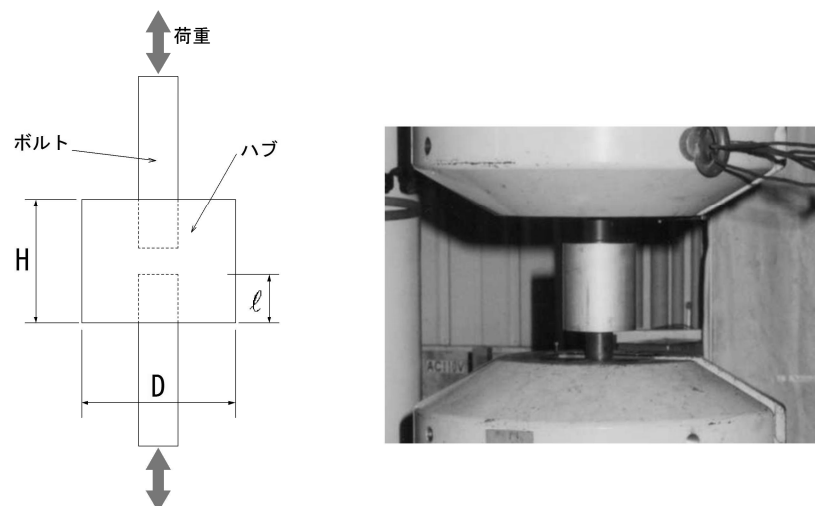


図 A3-1 供試体図および実験の様子

表 A3-1 供試体諸元

| 試験体 呼び | 試験体数 | | H (mm) | D (mm) | ねじ込み長さ ℓ (mm) |
|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|--------------------------|
| | 完全 片振り | 部分 片振り | | | |
| M16 | 5 | 5 | 54 | 75 | 24 |
| M33 | 5 | 5 | 106 | 75 | 50 |
| M52 | 6 | 6 | 166 | 140 | 79 |

表 A3-2 供試体の材料特性

| 部位 | 材質 | 耐力の実体値 | 耐力の JIS 下限値 | 基準強度 |
|-----|----------------------|--------|-------------|------|
| ボルト | SCM435 (強度区分 8.8) | 800 | 660 | 640 |
| ハブ | A6061-T6 | 300 | 245 | 210 |

表 A3-3 および図 A3-3 に試験結果を示す。アルミハブの雌ねじ部には異常は見られなかった。図 A3-2 に示すように、ボルトのねじ部の破断により、試験体は破壊した。

表 A3-3 引張疲労試験結果一覧

| ボルト サイズ | 載荷 種類 | 最大荷重 Pmax (kN) | 最小荷重 Pmin (kN) | 荷重振幅 (kN) | 載荷回数 N | 破壊部位 |
|------------|---------------------|----------------------|----------------------|--------------|-----------|-------------------|
| M16 | 完全 片振り R=0 | 63.5 | 0 | 63.5 | 33000 | ボルトねじ部 |
| | | 51.0 | 0 | 51.0 | 61600 | ボルトねじ部 |
| | | 38.0 | 0 | 38.0 | 146000 | ボルトねじ部 |
| | | 31.8 | 0 | 31.8 | 508000 | ボルトねじ部 |
| | | 25.1 | 0 | 25.1 | 2000000 | 破壊せず ^a |
| | 部分 片振り R=0.5 | 64.0 | 32.0 | 32.0 | 154000 | ボルトねじ部 |
| | | 57.0 | 28.5 | 28.5 | 252000 | ボルトねじ部 |
| | | 51.0 | 25.5 | 25.5 | 354000 | ボルトねじ部 |
| | | 44.0 | 22.0 | 22.0 | 683000 | ボルトねじ部 |
| | | 39.0 | 19.5 | 19.5 | 2000000 | 破壊せず ^a |
| M33 | 完全 片振り R=0 | 300 | 0 | 300 | 29900 | ボルトねじ部 |
| | | 200 | 0 | 200 | 91400 | ボルトねじ部 |
| | | 150 | 0 | 150 | 287000 | ボルトねじ部 |
| | | 130 | 0 | 130 | 546000 | ボルトねじ部 |
| | | 110 | 0 | 110 | 2000000 | 破壊せず ^a |
| | 部分 片振り R=0.5 | 300 | 150 | 150 | 132000 | ボルトねじ部 |
| | | 240 | 120 | 120 | 390000 | ボルトねじ部 |
| | | 220 | 110 | 110 | 579000 | ボルトねじ部 |
| | | 200 | 100 | 100 | 1180000 | ボルトねじ部 |
| | | 180 | 90 | 90 | 2000000 | 破壊せず ^a |
| M52 | 完全 片振り R=0.05 | 700 | 35 | 665 | 47094 | ボルトねじ部 |
| | | 585 | 29 | 556 | 98342 | ボルトねじ部 |
| | | 439 | 22 | 417 | 236000 | ボルトねじ部 |
| | | 360 | 18 | 342 | 629482 | ボルトねじ部 |
| | | 293 | 15 | 278 | 1155987 | ボルトねじ部 |
| | | 220 | 11 | 209 | 3000000 | 破壊せず ^a |
| | 部分 片振り R=0.5 | 720 | 360 | 360 | 280119 | ボルトねじ部 |
| | | 640 | 320 | 320 | 279375 | ボルトねじ部 |
| | | 620 | 310 | 310 | 388697 | ボルトねじ部 |
| | | 560 | 280 | 280 | 819220 | ボルトねじ部 |
| | | 500 | 250 | 250 | 2109046 | ボルトねじ部 |
| | | 440 | 220 | 220 | 2457912 | ボルトねじ部 |

※ R = Pmin / Pmax



図 A3-2 試験後の供試体

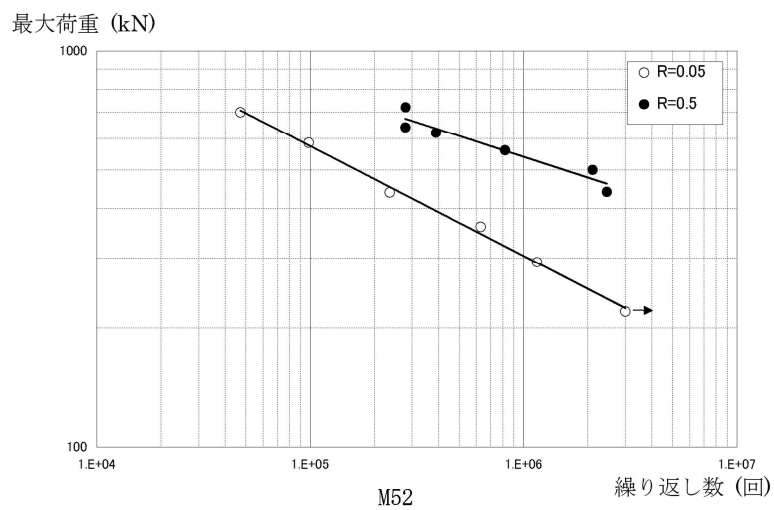
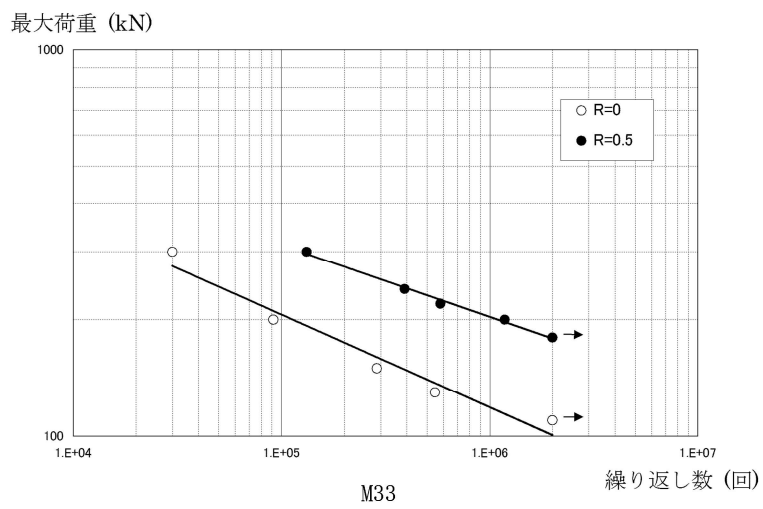
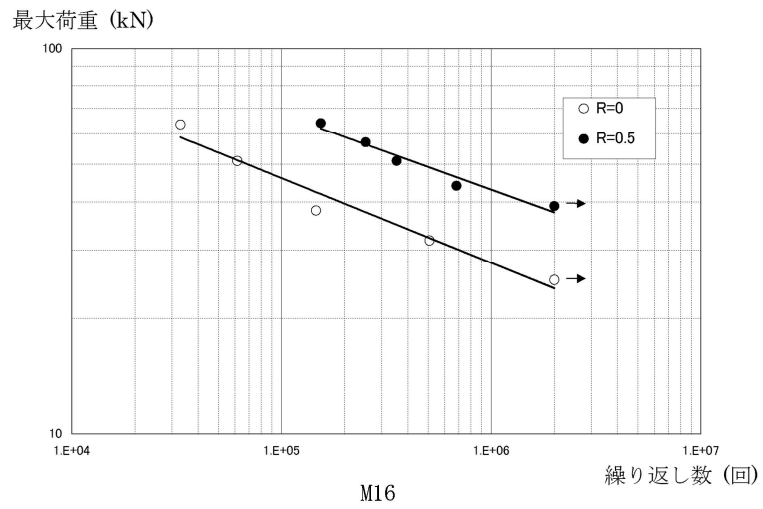


図 A3-3 引張疲労試験結果

A3.3 曲げ疲労試験概要および結果

図 A3-4 に示す方法により、接合部の高サイクル曲げ疲労試験を行った。試験体の形状・材質および載荷装置は、静的曲げ試験と同一である。表 A3-4 に試験体数を示す。

表 A3-5 および図 A3-6 に試験結果を示す。図 A3-5 に示すように、ボルトのねじ部の破断により、試験体は破壊した。また、アルミハブの雌ねじ部およびカラー等には、異常は見られなかった。

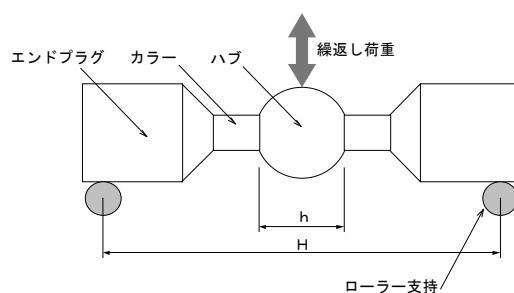


図 A3-4 接合部の曲げ疲労試験の載荷方法

表 A3-4 曲げ疲労試験の試験体数

| 試験体 呼び | 試験体数 | |
|-----------|----------------|----------------|
| | 完全片振り R=0.1 | 部分片振り R=0.1 |
| M16 | 6 | 6 |
| M33 | 6 | 6 |
| M52 | 6 | 5 |

表 A3-5 曲げ疲労試験結果一覧

M16

| R=0.1 | | | R=0.5 | | |
|---------------------|--|-------|---------------------|---|-------|
| 繰返し数 | 荷重範囲 $\times 10N$ | 備 考 | 繰返し数 | 荷重範囲 $\times 10N$ | 備 考 |
| 2.00×10^6 | 400 | 異常なし | 4.01×10^4 | 1000 | ボルト破断 |
| 1.434×10^5 | 720 | ボルト破断 | 2.00×10^6 | 360 | 異常なし |
| 2.48×10^3 | 1800 | ボルト破断 | 1.202×10^4 | 1300 | ボルト破断 |
| 2.15×10^4 | 1260 | ボルト破断 | 1.471×10^5 | 550 | ボルト破断 |
| 8.96×10^5 | 540 | ボルト破断 | 5.55×10^4 | 700 | ボルト破断 |
| 3.52×10^4 | 900 | ボルト破断 | 2.84×10^5 | 475 | ボルト破断 |
| m | 4.58 | | m | 2.85 | |
| log c | 18.32 | | log c | 13.02 | |
| ξ_N | 0.209 | | ξ_N | 0.1345 | |
| 平均 $\Delta P-N$ 線 | $\Delta P=1.003 \times 10^4 \times N^{-0.218}$ | | 平均 $\Delta P-N$ 線 | $\Delta P=3.63 \times 10^4 \times N^{-0.350}$ | |
| 設計 $\Delta P-N$ 線 | $\Delta P=8.13 \times 10^3 \times N^{-0.218}$ | | 設計 $\Delta P-N$ 線 | $\Delta P=2.93 \times 10^4 \times N^{-0.350}$ | |

M33

| R=0.1 | | | R=0.5 | | |
|---------------------|--|-------|---------------------|---|-------|
| 繰返し数 | 荷重範囲 $\times 10N$ | 備 考 | 繰返し数 | 荷重範囲 $\times 10N$ | 備 考 |
| 3.45×10^4 | 3600 | ボルト破断 | 2.58×10^4 | 3500 | ボルト破断 |
| 1.110×10^5 | 2700 | ボルト破断 | 4.02×10^4 | 3000 | ボルト破断 |
| 2.00×10^6 | 2250 | 異常なし | 9.26×10^4 | 2500 | ボルト破断 |
| 2.74×10^5 | 2476 | ボルト破断 | 1.488×10^5 | 2000 | ボルト破断 |
| 6.32×10^4 | 3150 | ボルト破断 | 5.04×10^5 | 1500 | ボルト破断 |
| 2.00×10^6 | 1800 | 異常なし | 2.00×10^6 | 1250 | 異常なし |
| m | 5.19 | | m | 3.46 | |
| log c | 23.0 | | log c | 16.67 | |
| ξ_N | 0.1018 | | ξ_N | 0.0581 | |
| 平均 $\Delta P-N$ 線 | $\Delta P=2.66 \times 10^4 \times N^{-0.1928}$ | | 平均 $\Delta P-N$ 線 | $\Delta P=6.53 \times 10^4 \times N^{-0.289}$ | |
| 設計 $\Delta P-N$ 線 | $\Delta P=2.43 \times 10^4 \times N^{-0.1928}$ | | 設計 $\Delta P-N$ 線 | $\Delta P=6.05 \times 10^4 \times N^{-0.289}$ | |

M52

| R=0.1 | | | R=0.5 | | |
|--------------------|--|-------|--------------------|---|-------|
| 繰返し数 | 荷重範囲 $\times 10N$ | 備 考 | 繰返し数 | 荷重範囲 $\times 10N$ | 備 考 |
| 6.86×10^4 | 7200 | ボルト破断 | 7.03×10^4 | 7000 | ボルト破断 |
| 3.67×10^5 | 5400 | ボルト破断 | 2.07×10^5 | 5000 | ボルト破断 |
| 1.41×10^6 | 4500 | ボルト破断 | 5.07×10^5 | 4000 | ボルト破断 |
| 1.17×10^5 | 6300 | ボルト破断 | 2.00×10^6 | 3000 | 異常なし |
| 7.86×10^4 | 8100 | ボルト破断 | 4.16×10^4 | 9000 | ボルト破断 |
| 1.84×10^4 | 10800 | ボルト破断 | — | — | — |
| m | 4.70 | | m | 2.85 | |
| log c | 23.14 | | log c | 13.02 | |
| ξ_N | 0.1814 | | ξ_N | 0.1345 | |
| 平均 $\Delta P-N$ 線 | $\Delta P=8.35 \times 10^4 \times N^{-0.2127}$ | | 平均 $\Delta P-N$ 線 | $\Delta P=3.63 \times 10^4 \times N^{-0.350}$ | |
| 設計 $\Delta P-N$ 線 | $\Delta P=6.99 \times 10^4 \times N^{-0.2127}$ | | 設計 $\Delta P-N$ 線 | $\Delta P=2.93 \times 10^4 \times N^{-0.350}$ | |

平均 $\Delta P-N$ 線 : $\log N = \log c - m \log(\Delta P)$

設計 $\Delta P-N$ 線 : $\log N = \log c - m \log(\Delta P) - 2 \xi_N$

ξ_N : 任意の $\log(\Delta P)$ に対する $\log N$ の標準偏差

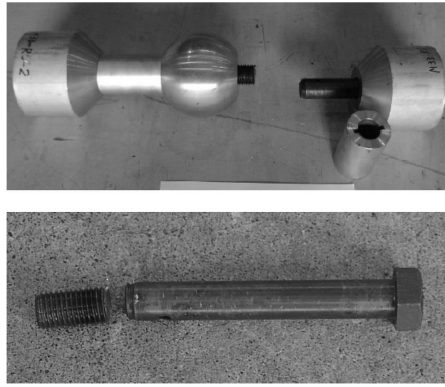


図 A3-5 破壊状況

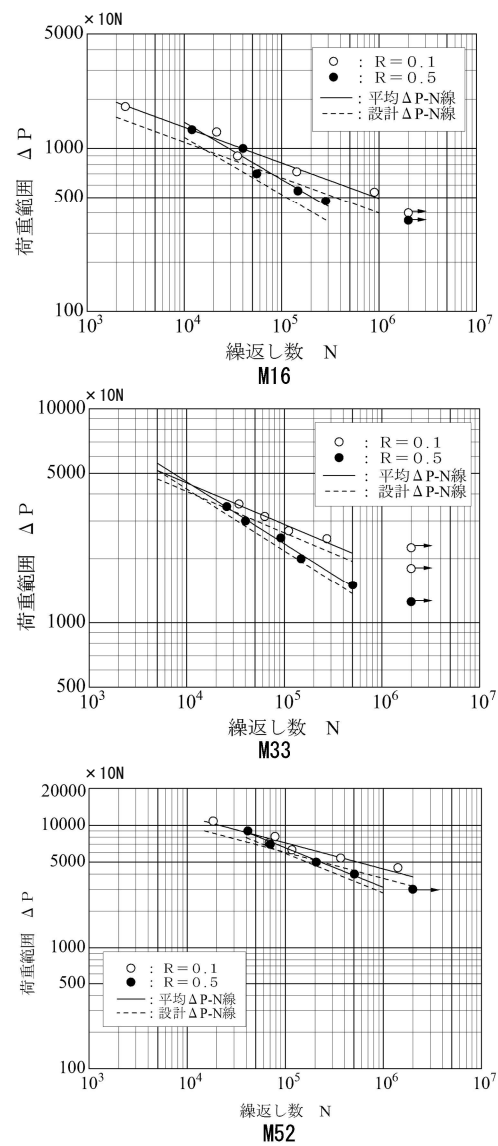


図 A3-6 曲げ疲労試験の結果

A3.4 まとめ

本疲労試験では Ap-2 の実験により定まった最少ねじ込み長さを基に設計したボールジョイント接合部について実施したが、疲労試験における接合部の破壊位置はボルトのねじ部であり、静的試験と同一の箇所である。ボルトねじ部（谷部）の応力集中部を始点とする比較的脆性的な破壊であり、疲労破壊が懸念される場合においては、本試験により得られた S-N 曲線を用いる等の疲労強度に配慮した設計の必要がある。

謝 辞

本論文は、福井大学大学院修士課程の在籍時、そして勤務先である住友軽金属工業(株)及び転籍後の(株)住軽日軽エンジニアリングでの研究開発、その後社会人ドクターとして福井大学大学院博士課程で学んだ時の研究成果をまとめたものです。

その間、福井大学教授・工学博士石川浩一郎先生には、本論文はもとより多くの研究テーマを通して懇切かつ丁寧なご指導、ご助言を賜ると共に、公私にわたり大変にお世話になり、また研究者としてのあるべき姿勢を教えてくださいました。ここに深く感謝申し上げます。

本論文の審査にあたり、委員長を務めていただきました福井大学教授小林克巳博士、審査委員である福井大学教授、福原輝幸博士、小嶋啓介博士、また建築構造工学講座、准教授磯雅人博士、講師井上圭一博士には、審査中のみならず、学部生の時から折に触れて懇切にご指導、ご助言、励ましの言葉をいただきました。ここに厚くお礼申し上げます。

また、(株)住軽日軽エンジニアリング、取締役、檜山裕二郎博士には、会社における研究開発を通して、入社間もない未熟な筆者に、エンジニアとしての基本を教えていただくと共に、仕事の枠を超えてここまで導いて頂きました。改めて深く感謝申し上げます。

また、福井大学建築建設工学科石川研究室の卒業生、在学生の諸氏には、様々にご協力いただきました。深く感謝申し上げます。

一般財団法人ベターリビング藤本効博士には、アルミトラスの実験等におきまして実験方法等のご指導を賜りました。ここに感謝申し上げます。

本研究開発を進めるにあたり試験体の製作等で多大のご助力を頂いた(株)住軽日軽エンジニアリングの技術関係者の皆様、(株)日本アルミ（現(株)ナルコ岩井）の製造技術関係者の皆様に深く感謝致します。また、昨年永眠されました 7003 合金の開発者である元住友軽金属工業(株) 故馬場義雄氏に、感謝申し上げます。また、社会人ドクターとしてここまで研究と仕事を両立できたのも、職場である(株)住軽日軽エンジニアリング設計技術部のみなさんの惜しめない協力があったのことに違いありません。ここに改めて感謝申し上げます。

最後に、ここまで支えてくれた家族である、母 洋子、亡き父 進一、妻 彩乃、昨年生まれた娘の実咲に、深く感謝します。

発表論文

審査論文

- (1) 太久保昌治, 石川浩一郎, 檜山裕二郎

二層立体トラス壁構造における弾塑性挙動とヒューズ型接合部による損傷制御

日本建築学会構造系論文集, 第 78 巻, 第 683 号, pp.233~240, 2013.1

- (2) 太久保昌治, 檜山裕二郎, 石川浩一郎

アルミ合金製ブレースの耐荷力及び接合方法に関する実験的研究

構造工学論文集, Vol.57B, pp.475~482, 2011.3

- (3) Hiyama, Y., Ishikawa, K., Kato, S. and Okubo, S.

Experiments and analysis of the post-buckling behaviors of aluminum alloy double layer space grids applying ball joints

Structural Engineering and Mechanics, Vol.9 No.3 289-304, 2000

- (4) Ishikawa, K., Okubo, S., Hiyama, Y., and Kato, S.

Evaluation Method for Predicting Dynamic Collapse of Double Layer Latticed Space Truss Structures due to Earthquake Motion

International Journal of SPACE STRUCTURES, Vol.15 No.3&4 249-257, 2000

国際会議論文

- (1) Okubo, S., Hiyama, Y., Ishikawa, K., Wendel, W. and Fischer, L.

Load Capacity and Plastic Deformable Ability of Aluminum Alloy Double Layer Latticed Wall Subjected to Plane Load

Proc. of International Symposium on Theory, Design and Realization of Shell and Spatial Structures, CD-ROM, Nagoya, Japan, 7pages, 2001

- (2) Ishikawa, K., Okubo, S., Hiyama, Y. and Atagi, T.

Estimation Method of Collapse Acceleration of Double Layer Latticed Wall and Roof Structures due to Earthquake Motion

Proc. of International Symposium on Theory, Design and Realization of Shell and Spatial Structures, CD-ROM, Nagoya, Japan, 8pages, 2001

- (3) Okubo, S., Hiyama, Y., Ishikawa, K., Wendel, W. and Fischer, L.

Properties of Aluminum Alloy Ball Joint System for Space Frame Considering Fatigue Strength

Proc. of Second International Conference on Advances in Structural Engineering and Mechanics, CD-ROM, Busan, Korea, 8pages, 2002

- (4) Ishikawa, K., Okubo, S. and Hiyama, Y.
Elasto-Plastic Analysis of Aluminum Alloy Latticed Wall Considering Plastic Deformable Ability of Connection
Proc. of International Symposium on New Perspectives for Shell and Spatial Structures, CD-ROM, Taipei, Taiwan, 8pages, 2003
- (5) Ishikawa, K., Okubo, S. and Hiyama, Y.
One Degree of Freedom Equivalent Model for Predicting Earthquake Response of Aluminum Alloy Latticed Wall
Proc. of IASS (International Association for Shell and Spatial Structures) Symposium 2004, CD-ROM, Montpellier, France, 8pages, 2004
- (6) Okubo, S. and Hiyama, Y.
Recent Realized Examples of Aluminum Spatial Structures Composed of Space Frames and Honeycomb Panels
Proc. of 9th Asian Pacific Conference on Shell and Spatial Structures, CD-ROM, Nagoya, Japan, 8pages, 2009
- (7) Okubo, S., Ishikawa, K. and Hiyama, Y.
Connection Design of Aluminum Truss Structures for Seismic Resisting Elements and Retrofits
Proc. of IASS 2010 Symposium (Temporary and Permanent Structures for Expo), CD-ROM, Shanghai, China, 6pages, 2010

その他論文等

- (1) 大久保昌治, 石川浩一郎, 檜山裕二郎
上下と水平地震動を受ける二層立体ラチス屋根・壁一体構造の地震応答性状
京都大学防災研究所共同研究集会 シェル・空間構造の耐震、耐風、耐雪、耐火を考えた性能設計と解析 論文集, 1999
- (2) 渡邊高朗, 小澤潤治, 大久保昌治, 南伊三男
アルミニウム合金と無収縮モルタルの摩擦性状に関する実験的研究
コンクリート工学年次論文集, 2008
- (3) 檜山裕二郎, 大久保昌治
小山田記念賞（軽金属学会）：アルミニウム合金を用いた既存建築物の耐震補強工法の開発と実用化
軽金属, 第 60 巻, 第 2 号, 2010

口頭発表

- (1) 大久保昌治, 石川浩一郎, 檜山裕二郎, 加藤史郎

下部構造の偏心を有する二層立体ラチス平板のねじれ振動 (その 1. 鋼材とアルミニウムの振動性状の比較), 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.951-952, 1997

- (2) 檜山裕二郎, 大久保昌治, 石川浩一郎

アルミニウム合金製システムトラス構造の座屈挙動 (その 1. トラス梁の座屈実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.987-988, 1998

- (3) 大久保昌治, 檜山裕二郎, 石川浩一郎

アルミニウム合金製システムトラス構造の座屈挙動 (その 2. 座屈実験と弾塑性座屈解析の比較・検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.989-990, 1998

- (4) 石川浩一郎, 大久保昌治, 檜山裕二郎

アルミニウム合金製屋根・壁一体型二層立体ラチス構造の振動性状 (その 1. 壁構造単体の静的水平抵抗力), 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.929-930, 1999

- (5) 大久保昌治, 石川浩一郎, 檜山裕二郎

アルミニウム合金製屋根・壁一体型二層立体ラチス構造の振動性状 (その 2. 崩壊最大加速度の検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.931-932, 1999

- (6) 安宅太郎, 石川浩一郎, 大久保昌治, 檜山裕二郎

アルミニウム合金製下屋式型二層立体ラチス構造の地震応答性状, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.919-920, 2000

- (7) 檜山裕二郎, 大久保昌治, 石川浩一郎, 藤本効

アルミニウム合金製システムトラスの接合部に関する実験的研究 (アルミハブと鋼製高力ボルトの引抜き試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.957-958, 2000

- (8) 大久保昌治, 檜山裕二郎, 石川浩一郎, 藤本効

アルミニウム合金製システムトラスを用いた二層立体ラチス平板の面内せん断試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.959-960, 2000

- (9) 安宅太郎, 大嶋亨, 石川浩一郎, 大久保昌治, 檜山裕二郎

二層立体ラチス平板構造の面内せん断特性及び振動性状, 日本建築学会北陸支部研究報告集, pp.55-58, 2001

- (10) 大久保昌治, 大嶋亨, 安宅太郎, 石川浩一郎, 檜山裕二郎

二層立体ラチス壁構造の面内せん断特性の分析, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.795-796, 2001

- (11) 安宅太郎, 大嶋亨, 石川浩一郎, 大久保昌治, 檜山裕二郎

二層立体ラチス屋根・壁型平板構造の振動性状, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.815-816, 2001

- (12) 藤本効, 木村衛, 大久保昌治, 橋村徹, 橋本篤秀

アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究 (その 52 ハニカムコアパネルの面内せん断実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造 III, pp.495-496, 2001

- (13) 大久保昌治, 渡辺和志, 檜山裕二郎, 石川浩一郎
二層立体ラチス壁構造の塑性変形能力に関する研究 (その 1 ボールジョイントに用いるしぼりを有したボルトの引張試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.817-818, 2003
- (14) 石川浩一郎, 大久保昌治, 野上尊宣, 檜山裕二郎
二層立体ラチス壁構造の塑性変形能力に関する研究 (その 2 地震応答性状), 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.819-820, 2003
- (15) 大久保昌治, 檜山裕二郎, 石川浩一郎, 藤本効
アルミニウム合金製単層ラチスドームの接合部に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.819-820, 2004
- (16) 小林真一郎, 金田勝徳, 大久保昌治, 檜山裕二郎, 加藤史郎, 斎藤公男
ハイブリッド・アルミドームの構造設計 (その 2 アルミドームの各部の設計), 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.921-922, 2004
- (17) 渡辺和志, 大久保昌治, 檜山裕二郎, 石川浩一郎
アルミニウム合金製中空円形管の中心圧縮引張試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造 III, pp.887-888, 2004
- (18) 檜山裕二郎, 山本憲治, 邵立, 大久保昌治, 吉岡智和, 南宏一, 寺井雅和, 山田丈富
組立制震構造の開発 (その 2 セン断型摩擦ダンパーの動的加力実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造 III, pp.647-648, 2006
- (19) 三谷和司, 南宏一, 檜山裕二郎, 大久保昌治, 佐藤孝典, 山本憲治, 吉岡智和, 山田丈富
組立制震構造の開発 (その 5 L ダイヤを用いた柱梁接合部の実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造 III, pp.653-654, 2006
- (20) 大久保昌治, 檜山裕二郎, 寺井雅和, 南宏一, 佐藤孝典, 邵立, 吉岡智和, 山田丈富
組立制震構造の開発 (その 6 L ダイヤを用いた柱梁接合部の FEM 解析), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造 III, pp.655-656, 2006
- (21) 吉岡智和, 檜山裕二郎, 大久保昌治, 寺井雅和, 南宏一, 佐藤孝典, 山田丈富, 邵立
組立制震構造の開発 (その 7 アルミ板を挟んだ高力ボルト摩擦接合部のすべり実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造 III, pp.657-658, 2006
- (22) 斎藤剛, 佐藤孝典, 御子柴正, 大久保昌治, 吉岡智和, 寺井雅和, 三谷和司, 南宏一
組立制震構造の開発 (その 9 風と地震を対象とする 2 段階切替摩擦ダンパー(後)), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造 III, pp.975-976, 2007
- (23) 山本憲治, 佐藤孝典, 磯野由佳, 檜山裕二郎, 大久保昌治, 吉岡智和, 山田丈富, 寺井雅和
組立制震構造の開発 (その 10 L ダイヤ接合部の部分実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造 III, pp.977-978, 2007

- (24)三谷和司, 佐藤孝典, 山本憲治, 大久保昌治, 吉岡智和, 山田丈富, 寺井雅和,
南宏一
組立制震構造の開発 (その 11 L ダイヤを用いた柱梁接合部の実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造Ⅲ, pp.979-980, 2007.8
- (25)大久保昌治, 檜山裕二郎, 佐藤孝典, 山本憲治, 齋藤剛, 吉岡智和, 山田丈富,
寺井雅和
組立制震構造の開発 (その 12 L ダイヤ柱梁接合部の FEM 解析), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造Ⅲ, pp.981-982, 2007
- (26)吉岡智和, 緒方崇浩, 佐藤孝典, 山本憲治, 御子柴正, 大久保昌治, 山田丈富,
寺井雅和
組立制震構造の開発 (その 15 異なる厚さのアルミ板を挟んだ高力ボルト摩擦接合部のすべり試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造Ⅲ, pp.987-988, 2007
- (27)富板崇, 吉岡智和, 佐藤孝典, 山本憲治, 齋藤剛, 磯野由佳, 檜山裕二郎,
大久保昌治
組立制震構造の開発 (その 16 アルミニウムと鋼板接合部の促進耐食試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造Ⅲ, pp.989-990, 2007
- (28)檜山裕二郎, 大久保昌治, 藤本功
アルミ合金製スタッドのせん断試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造Ⅲ, pp.1249-1250, 2007
- (29)石川浩一郎, 檜山裕二郎, 大久保昌治
単層ラチスシェルの用いた天井による屋根面の応答性能, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.909-910, 2008
- (30)渡邊高朗, 小澤潤治, 大久保昌治, 檜山裕二郎, 南伊三男, 徳留卓
アルミニウム合金と無収縮モルタルの摩擦性状に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-2 構造Ⅳ, pp.827-828, 2008
- (31)大久保昌治, 檜山裕二郎, 石川浩一郎
アルミ合金製ブレースの実大引張試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 構造Ⅲ, pp.979-978, 2010
- (32)武藤康雄, 杉山友徳, 金沢茂, 高橋裕治, 大久保昌治, 瀬川柳太郎, 藤井賢志,
石橋一彦
アルミ合金製ブレースを用いて補強された RC 造骨組の繰返し載荷実験 (その 1 実験概要), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1467-1468, 2012
- (33)杉山友徳, 武藤康雄, 金沢茂, 高橋裕治, 大久保昌治, 瀬川柳太郎, 藤井賢志,
石橋一彦
アルミ合金製ブレースを用いて補強された RC 造骨組の繰返し載荷実験 (その 2 実験結果), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1469-1470, 2012